

博士論文

高炉水砕スラグのプレキャストコンクリート
製品用細骨材としての利用拡大
に関する研究

2024 年 3 月

橋本 涼太

Ryota Hashimoto

熊本大学大学院 自然科学教育部

目次

要旨	i
Abstract	iv
第1章 序論	1
1.1 社会背景	3
1.1.1 日本における少子高齢化と建設業の人材不足	3
1.1.2 日本における社会資本の老朽化	5
1.2 建設業における課題と取組み	6
1.3 高炉水砕スラグ	8
1.3.1 高炉スラグ細骨材の概要	8
(1) 高炉スラグ細骨材の製造	8
(2) 高炉スラグ細骨材の品質	9
(3) 高炉スラグ細骨材の特徴	10
(4) 高炉スラグ細骨材の使用量	11
1.3.2 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの基本特性	11
(1) フレッシュ特性	11
(2) 硬化特性	12
1.4 本研究の目的	13
1.5 本論文の構成	13
第1章の参考文献	16
第2章 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートのひび割れ抵抗性	21
2.1 緒言	23
2.2 先行研究	23
2.3 実験概要	24
2.3.1 使用材料	24
2.3.2 コンクリートの配合	26
2.3.3 供試体の作製	26

目次

2.3.4 圧縮強度および静弾性係数試験	27
2.3.5 三点曲げ載荷試験（破壊エネルギー）	27
2.3.6 圧縮繰返し載荷試験（ひび割れ進展エネルギー）	30
2.4 実験結果	33
2.4.1 圧縮強度および静弾性係数	33
2.4.2 破壊エネルギー	36
2.4.3 圧縮強度と破壊エネルギーの関係	38
2.4.4 ひび割れ進展エネルギー	40
2.5 まとめ	49
第2章の参考文献	50
第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンガイト生成（DEF）による膨張劣化 に対する抵抗性	53
3.1 緒言	55
3.2 先行研究	56
3.3 実験概要	57
3.3.1 使用材料	57
3.3.2 モルタルの配合	59
3.3.3 供試体の作製	59
3.3.4 供試体の養生	59
3.3.5 長さ変化試験	61
3.3.6 曲げおよび圧縮強度試験	61
3.3.7 SEM 観察の方法	61
3.3.8 XRD 分析の方法	61
3.4 実験結果	62
3.4.1 長さ変化および質量変化	62
3.4.2 曲げ強度および圧縮強度	63
3.4.3 供試体の外観	65

目次

3.4.4 供試体の内部性状（SEM 観察）	66
3.4.5 XRD 分析	66
3.5 まとめ	71
第3章の参考文献	72
第4章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのひび割れ自律治癒性能	77
4.1 緒言	79
4.2 先行研究	80
4.3 実験概要	81
4.3.1 使用材料	81
4.3.2 モルタルの配合	83
4.3.3 実験手順	83
4.3.4 供試体の作製	83
4.3.5 初期ひび割れの導入	85
4.3.6 通水試験	85
4.4 実験結果	88
4.4.1 初期ひび割れ幅と初期通水量の関係	88
4.4.2 通水量の経時変化	90
4.4.3 通水量比の経時変化	95
4.5 まとめ	97
第4章の参考文献	98
第5章 高炉スラグ細骨材の品質評価試験の省力化に向けた試験方法の改善	101
5.1 緒言	103
5.2 先行研究	103
5.3 実験概要	104
5.3.1 高炉スラグ細骨材の粒度調整と高炉スラグ微粉末の使用が試験結果に及ぼす影響 （シリーズ1）	104
（1） 使用材料	104

目次

(2) モルタルの配合および試験条件	106
(3) 凍結融解試験 (JSCE-C 507-2018)	108
(4) 硫酸浸漬試験 (JSCE-C 508-2018)	110
5.3.2 実験計画法による影響因子の特定 (シリーズ 2)	111
(1) 実験計画法	111
a) 凍結融解試験	113
b) 硫酸浸漬試験	114
(2) 使用材料	115
(3) 試験方法	115
5.4 実験結果	117
5.4.1 シリーズ 1	117
(1) 凍結融解試験の結果	117
(2) 硫酸浸漬試験の結果	118
5.4.2 シリーズ 2	120
(1) 凍結融解試験の結果	120
(2) 硫酸浸漬試験の結果	123
5.5 まとめ	128
第 5 章の参考文献	130
第 6 章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度 に対する石灰石微粉末の効果	133
6.1 緒言	135
6.2 先行研究	135
6.3 実験概要	136
6.3.1 使用材料	136
6.3.2 モルタルの配合	137
6.3.3 モルタルの練混ぜ	137
6.3.4 フロー試験	139

目次

6.3.5 ブリーディング試験	139
6.3.6 曲げおよび圧縮強度試験	140
6.3.7 自己収縮試験	140
6.3.8 硫酸浸漬試験	140
6.4 実験結果	142
6.4.1 モルタルの流動性	142
6.4.2 ブリーディング	144
6.4.3 圧縮強度および曲げ強度と LSP 置換率の関係	146
6.4.4 自己収縮	149
6.4.5 硫酸浸漬	151
6.5 まとめ	155
第 6 章の参考文献	157
第 7 章 結論	161
7.1 結論	163
本論文に関する発表論文および学会発表	169
謝辞	170

高炉水砕スラグのプレキャストコンクリート製品用細骨材としての利用拡大に関する研究

橋本 涼太

要旨

我が国の建設業において、若手技術者の減少と熟練技術者の大量離職による人材不足が今後加速度的に進行することが見込まれている。また、高度経済成長期に集中的に整備された社会資本の老朽化ならびにそれらの維持管理が問題となっている。このように、建設業では「現場の生産性向上」および「構造物の長寿命化」が目下重要な課題である。

2016 年、国土交通省は建設業における現場の生産性向上を目指す「i-Construction」の推進を打ち出した。i-Construction のうち、「全体最適の導入(コンクリート工の規格の標準化等)」で取り組むべき事項の一つにコンクリート工のプレキャスト化が記されており、プレキャストコンクリート (PCa) 製品を活用する機運が高まっている。

一方、製鉄所で銑鉄を製造する際に副産される高炉水砕スラグは、セメントの混合材やコンクリートの混和材として用いられる高炉スラグ微粉末 (GGBS) およびコンクリートの細骨材に用いられる高炉スラグ細骨材 (BFS) の原料となる。高炉水砕スラグはガラス質でアルカリ環境下での潜在水硬性を有しており、GGBS や BFS を用いたコンクリートはセメントペーストおよび骨材界面の組織が緻密化され、一般的なコンクリートに比べて長期的な強度や耐久性に優れることが知られている。GGBS と BFS はいずれも JIS 規格に規定されているが、利用実績に関しては高炉水砕スラグの全用途に占める GGBS (セメント利用) の割合が 9 割以上であり、BFS は 1 割未満にとどまっている。

2017 年、内閣府が主導する戦略的イノベーション創造プログラム (SIP) における「インフラ維持管理・更新・マネジメント技術」部門のプロジェクトに対応する形で、土木学会コンクリート委員会にて「SIP 対応 高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート部材に関する研究委員会」が設置された。同委員会では、PCa 製品の細骨材に BFS を適用するための設計・製造・施工の方法が議論され、2019 年、その活動の成果が「高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート製品の設計・製造・施工指針 (案)」にまとめられた。

このような背景から、近年、BFS を用いた PCa 製品を社会実装するための研究が活発に展開されているが、コンクリートの凍結融解、硫酸浸食、塩分浸透といった劣化現象あるいは乾燥 (自己) 収縮特性に関するものが多く、ひび割れ抵抗性の観点から BFS を用いたコンクリート (BFS コンクリート) の力学特性および耐久性を調査した研究は少ない。また、最近では PCa 製品で懸念される劣化リスクとして遅延エトリングایت生成 (DEF) による膨張が注目されているが、DEF に及ぼす BFS の影響を調べた報告はきわめて限定的である。さらに、BFS の反応性を確認するために土木学会規準として定められている品質評価試験

(案) の試験にかかる労力・コストや試験結果の再現性、および BFS の使用による過剰なブリーディングの発生などが普及への課題となっている。

BFS コンクリートの PCa 製品としての活用は建設現場の生産性向上、コンクリート構造物の長寿命化、天然骨材の節約、建設廃棄物量の削減、およびそれらの複合的な効果としての CO₂ 排出量削減につながることから社会的な波及効果が大きい。そこで本研究では、当該技術の普及に向けた課題解決、ひび割れ自律治癒などの新たな付加価値の創出、および将来的な海外展開に向けた外国産 BFS を用いたコンクリートに関するデータ収集を主な目的とした。本論文の概要は以下の通りである。

第 1 章 序論

我が国の建設業において課題となっている現場の生産性向上および構造物の長寿命化について言及し、その施策として国土交通省が推進する「i-Construction」に記される PCa 製品の導入と土木学会コンクリート委員会で取り組まれた BFS を用いた PCa 製品に関する検討事例を紹介した。それらを踏まえ、本研究の目的を明らかにし、本論文の構成および各章の概要を示した。

第 2 章 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートのひび割れ抵抗性

BFS コンクリートのひび割れ抵抗性について実験的に検討した。曲げ応力下の破壊エネルギーおよび圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーに着目し、圧縮強度試験、静弾性係数試験、三点曲げ載荷試験、圧縮繰返し載荷試験を実施した。その結果、BFS コンクリートは、特に長期材齢のような高強度（高応力）範囲において、破壊エネルギーが大きくひび割れ進展エネルギーが小さい傾向となり、ひび割れ抵抗性に優れることが明らかとなった。

第 3 章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

BFS を用いたモルタル (BFS モルタル) の DEF 抵抗性について明らかにすることを目的とした。DEF 促進条件下で作製した BFS モルタルの DEF による膨張挙動および強度への影響を調べた。長さ（質量）変化試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施し、さらに所定材齢におけるモルタル内部の SEM 観察ならびに XRD 分析を行った。その結果、DEF 促進条件下であっても BFS を用いることでモルタルの膨張量および質量増加が大幅に抑制され、材齢 28 日および 91 日時点の強度も十分に保持されることがわかった。また、BFS モルタルを SEM で観察したところ、DEF による内部組織の変状はみられなかった。すなわち、BFS モルタルは DEF による膨張劣化に対する抵抗性に優れることが明らかとなった。一方、XRD 分析では、モルタルの種類や DEF 促進条件の有無にかかわらず、DEF の要因であるエトリンサイトが同定されたことから、DEF のメカニズムや BFS が DEF 抵抗性に優れる点に関しては詳細なメカニズムの解明が必要である。

第4章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのひび割れ自律治癒性能

BFS の新たな特長を見出すために、BFS モルタルのひび割れ自律治癒性能について検討した。あらかじめひび割れを導入したモルタルを対象に、気中、水中、飽和水酸化カルシウム水溶液中の 3 つの再養生条件下で通水試験を実施し、ひび割れからの通水量の経時的な変化を測定した。その結果、BFS モルタルと比較のための砕砂を用いたモルタル（砕砂モルタル）は、水中および飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合にひび割れが閉塞した。飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、BFS モルタルでは再養生期間の初期における通水量の減少量が砕砂モルタルよりも大きかった。また、水中あるいは飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生することにより、BFS モルタルでは初期ひび割れ幅が 0.4 mm 以上でもひび割れが閉塞することが示された。

第5章 高炉スラグ細骨材の品質評価試験（案）の省力化に向けた試験方法の改善

BFS の反応性を確認するための品質評価試験方法(案)として定められている JSCE-C 507-2018（凍結融解試験）および JSCE-C 508-2018（硫酸浸漬試験）の試験方法の改善を目的として、実験計画法により各種試験条件が試験結果に及ぼす影響を評価した。その結果、有意な因子とそれほど重要でない因子が統計的に判別され、それに基づき試験方法を一部変更することで、試験結果の再現性を保ちながら省力化が可能となることを示した。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

海外においてコンクリートに BFS が使用された事例は少なく、今後、当該技術を海外展開する上で基礎的なデータの収集が必要となる。そこで、ドイツ産 BFS を用いたモルタルについて、石灰石微粉末（LSP）の置換によるブリーディングの抑制および若材齢強度の増進について検討した。LSP を BFS の一部に置換したモルタルを作製し、フロー試験、ブリーディング試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施した。加えて、練混ぜ後 24 時間の自己収縮試験、材齢 28 日以降 50 日間の硫酸浸漬試験についても行った。その結果、BFS モルタルに LSP を置換することで、水セメント比が大きい場合に生じた材料分離およびブリーディング量が抑制された。また、水セメント比やセメントの種類によって BFS モルタルの若材齢強度の増進に対する LSP の効果がみられた。さらに、水セメント比が小さい場合に打設後 24 時間時点の自己収縮量に対して LSP によるポジティブな効果が確認された。一方、BFS の硫酸抵抗性には LSP の影響がみられなかった。

第7章 結論

第2章～第6章で得られた結果を総括するとともに、それを踏まえて今後の展望を記し、本論文の結論とした。

Expanded Uses of Granulated Blast-Furnace Slag as Fine Aggregate
for Precast Concrete Products

Ryota Hashimoto

Abstract

In the Japanese construction industry, a decrease in the number of young engineers and a large number of skilled engineers leaving the workforce has led to a shortage of human resources, which is expected to only accelerate in the future. In addition, the aging of infrastructure that was intensively developed during a period of rapid economic growth and its maintenance have become significant issues. Thus, the Japanese construction industry is currently facing serious challenges for the improvement of productivity on construction sites and the extension of the service life of structures.

In 2016, the Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism (MLIT) promoted “i-Construction,” which aims to improve productivity on construction sites. i-Construction includes the use of precast concrete (PCa) products for the “introduction of overall optimization (standardization of concrete work standards, etc.).” As a result, the application of PCa products to structures in practice has been gaining momentum in the Japanese construction industry.

Granulated blast-furnace slag, a by-product of pig-iron production at steel mills, is a raw material for granulated blast-furnace slag fine powder (GGBS), which is used as a cement mixing material and concrete admixture, and for granulated blast-furnace slag sand (BFS), which is used as fine aggregate for concrete. Granulated blast-furnace slag is a glassy material and has a latent hydraulicity under an alkali environment. It has been recognized that concrete using GGBS and/or BFS is superior to concrete using general fine aggregates in terms of long-term strength and durability, because the latent hydraulicity by GGBS and/or BFS can densify the composition of the cement paste and interfaces in concrete. Although both GGBS and BFS are specified in the Japanese Industry Standards (JIS), GGBS (for cement use) accounts for more than 90% of all applications of granulated blast-furnace slag, while BFS accounts for less than 10%.

In 2017, the Japan Society of Civil Engineers (JSCE) Concrete Committee established the “Research Committee on Precast Concrete Members Using Blast-Furnace Slag Sand for SIP” in response to the department’s “Infrastructure, Maintenance, Renovation, and Management Technologies” project in the Strategic Innovation Promotion Program (SIP) led by the Cabinet Office. The committee discussed design, manufacture, and construction methods for applying BFS to fine aggregate in PCa products, and the results of its activities were compiled into the “Guideline on Design, Manufacture and Construction Methods of Precast Concrete with Blast-Furnace Slag Sand” in 2019.

As discussed below, the implementation of PCa products with BFS is being actively researched. However, these studies focus mainly on deterioration phenomena in concrete, such as by freeze–thaw cycles, sulfate acid attack, chloride penetration, and drying/self-shrinkage, while there have been few studies on the mechanical properties and durability of concrete using BFS (BFS concrete) from the viewpoint of crack resistance. In addition, although expansion in concrete due to delayed ettringite formation (DEF) has recently received attention as a hazard for PCa products, reports considered about effects of BFS in DEF are still extremely limited. Moreover, in the quality evaluation tests prescribed as JSCE standards to confirm the reactivity of BFS, the labor and cost required for testing, reproducibility of test results, and excessive bleeding caused by use of BFS prevent the wide adoption of BFS in concrete.

The use of BFS concrete in PCa products can have a huge benefit to society because it can bring about improvements to productivity on construction sites, extension of service life of structures, reduced use of natural aggregate, reduction of construction waste, and reduction of CO₂ emissions. In the present study, regarding the diffusion of PCa products with BFS, the main objectives are to resolve technical issues, discover new added values such as crack autonomic healing, and collection of data on concrete using BFS manufactured at steel mills in Germany for the overseas deployment of BFS. The outline of this paper is as follows.

Section 1 Introduction

This section discusses the improvement of productivity on construction sites and extension of service life of structures, which have become issues in the Japanese construction industry. PCa products promoted in i-Construction by MLIT and PCa products with BFS as considered by the JSCE Concrete Committee are also introduced. Based on these topics, the objectives of this study are present and the structures and of each section of this study are outlined.

Section 2 Crack Resistance of Concrete Using Granulated Blast-Furnace Slag Sand

Crack resistance of BFS concrete is experimentally investigated. Focusing on fracture energy under flexural stress and on nucleation and propagation energy under compressive stress, in this section, tests on the compressive strength, static modulus of elasticity, three-point flexural loading, and compressive cyclic loading are carried out. The results reveal that BFS concrete has superior crack resistance with high fracture energy and lower nucleation and propagation energy, especially in the high-strength (high-stress) range of long-term material ages.

Section 3 Expansion Resistance due to Delayed Ettringite Formation in Mortar Using Granulated Blast-Furnace Slag Sand

The DEF resistance of mortar using BFS (BFS mortar) is evaluated. BFS mortar is prepared under

conditions facilitating DEF and the influence of DEF on the expansion behavior and strength of BFS mortar are investigated. Tests of the length/mass change and flexural/compressive strength are carried out. In addition, X-ray diffraction (XRD) analysis and scanning electron microscopy (SEM) observations inside the mortar are conducted at prescribed material ages. Results show that BFS mortar, even under conditions facilitating DEF, can suppress its expansion and mass increase and can maintain its strength at material ages of 28 days and 91 days. According to SEM observation, there is no abnormal deformation caused by DEF inside the BFS mortar. These facts indicate that BFS mortar has superior resistance against deterioration due to DEF. On the other hand, regardless of the mortar type and whether conditions facilitate DEF or not, ettringite, which is cause of DEF, is identified in all mortars in the XRD analysis. Thus, the mechanism behind the occurrence of DEF and the reason that BFS has superior DEF resistance must be clarified in detail in future research.

Section 4 Autonomic Healing of Cracks in Mortar Using Granulated Blast-Furnace Slag Sand

In order to discover new features of BFS, the autonomic crack-healing property of BFS mortar is considered. A water flow test is conducted using mortar specimens with cracks created in advance under three re-curing conditions (in air, in water, and in a saturated calcium-hydroxide solution) and the change in the amount of water from the cracks in the mortars is measured. A mortar using crushed sand (CS mortar) is used for comparison. The results show the cracks in the BFS mortar and the CS mortar are closed when re-cured in water and in the saturated calcium-hydroxide solution. The amount of flow in BFS mortar decreases more than that of CS mortar at the initial phase during the re-curing period when re-cured in the saturated calcium-hydroxide solution. It is also indicated that, in the BFS mortar, even cracks more than 0.4 mm in width can be closed by re-curing in water or in a saturated calcium-hydroxide solution.

Section 5 Improvement of Test Methods for Labor Saving on Quality Evaluation Tests of Granulated Blast-Furnace Slag Sand

In JSCE-C 507-2018 and JSCE-C 508-2018, quality evaluation tests are prescribed to confirm the reactivity of BFS. Attempted improvements are made by investigating the influence of the test methods on the results by using design of experiments (DOE). It is shown that the significant and insignificant factors are statistically discriminated and that, by modifying some of the test methods, labor reductions in the quality evaluation tests of BFS can be achieved while maintaining the reproductivity of the test results.

Section 6 Effects of Limestone Powder on Bleeding and Strength of Early-Age Mortar Using Granulated Blast-Furnace Slag Sand from Germany

There are few examples of the application of BFS to concrete overseas, so in the future it is necessary to collect basic data on the overseas use of PCa products with BFS. In this study, in mortar using BFS from Germany, the suppression of bleeding and increase in strength at the early age due to the use of limestone powder (LSP) are considered. BFS mortar incorporating LSP as part of the fine aggregate is prepared and tests of flow, bleeding, and flexural/compressive strength are carried out. In addition, a self-shrinkage test for 24 hours after mixing and a sulfuric acid attack test for 50 days after a material age of 28 days are conducted. As a result, segregation and much bleeding in BFS mortar occurred when the water-to-cement ratio is larger can be suppressed by incorporating LSP. Furthermore, the LSP yielded an increase in strength of early-age BFS mortar depending on the water-to-cement ratio and cement type. Moreover, when the water-to-cement ratio is smaller, the amount of self-shrinkage in BFS mortar decreases with an increase in the replacement rate of LSP. In contrast, LSP has no effect on the sulfuric acid attack resistance of BFS mortar.

Section 7 Conclusions

In conclusion, the results obtained in Sections 2 to 6 are summarized and future avenues of research are described.

第 1 章

序論

1.1 社会背景

1.1.1 日本における少子高齢化と建設業の人材不足

我が国の総人口は、平成20年の1億2808万人をピークに減少へ転じている。図1-1のデータによると、およそ30年以内に総人口は1億人を切ることが見込まれている¹⁻¹⁾。総人口における年齢構成の変化は、特に若年人口（0～14歳）の減少が著しい傾向にあり、同様に生産年齢人口（15～64歳）の減少も進行している。すなわち、これから将来にわたって経済や産業を担っていかなければならない世代が大幅に縮小することになる。それに対し、高齢人口（65歳以上）は急激に増加しており、総人口に占める高齢人口の割合（高齢化率）が令和5年の時点で29.1%と過去最高を更新している¹⁻²⁾。これは、世界保健機関（WHO）や国際連合が定義する「超高齢化社会」の基準となる21.0%を8.1ポイントも上回る数字である。

このように世界でも類を見ない少子高齢化の段階に直面しているなかで、その影響を強く受けている分野の一つが建設業である。近年、建設業では若手技術者の減少と熟練技術者の高齢化に伴う慢性的な人材不足が問題となっている。図1-2¹⁻³⁾からわかるように、建設業の就業者数は、平成の中期から後期にかけて大きく減少した。その後、しばらくの間は横ばいを維持してきたものの、令和に入って以降は再び減少する年が続いている。年齢層に焦点を当てると、就業者数の変化と若手層（15～34歳）の変化が概ね一致しており、新規参入の若手技術者が以前に比べて減少していることが読み取れる。また、新規参入の若手技術者が建設業に定着せず、入職後わずか数年で建設業を離れるケースが多い（図1-3）¹⁻⁴⁾こ

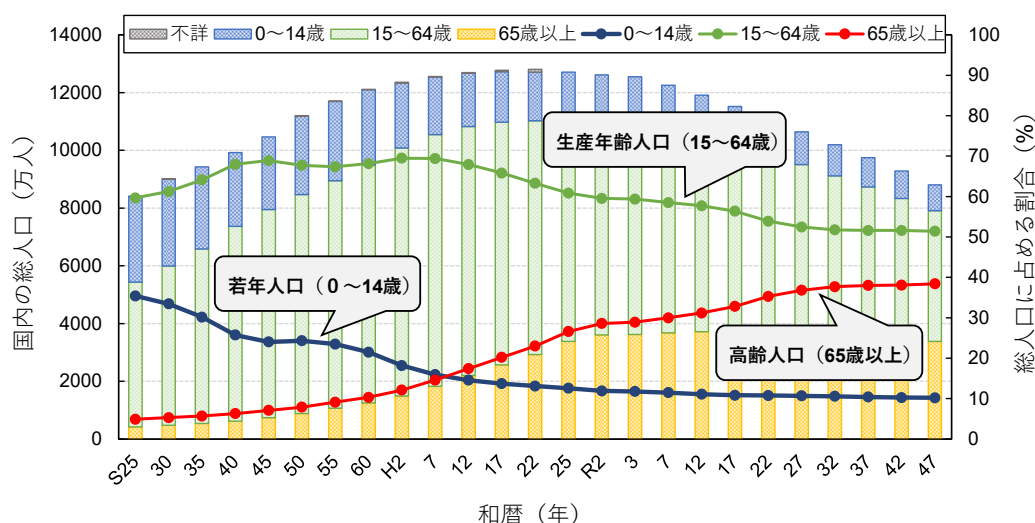


図1-1 我が国における総人口と年齢構成の変化
(参考文献1-1より作成)

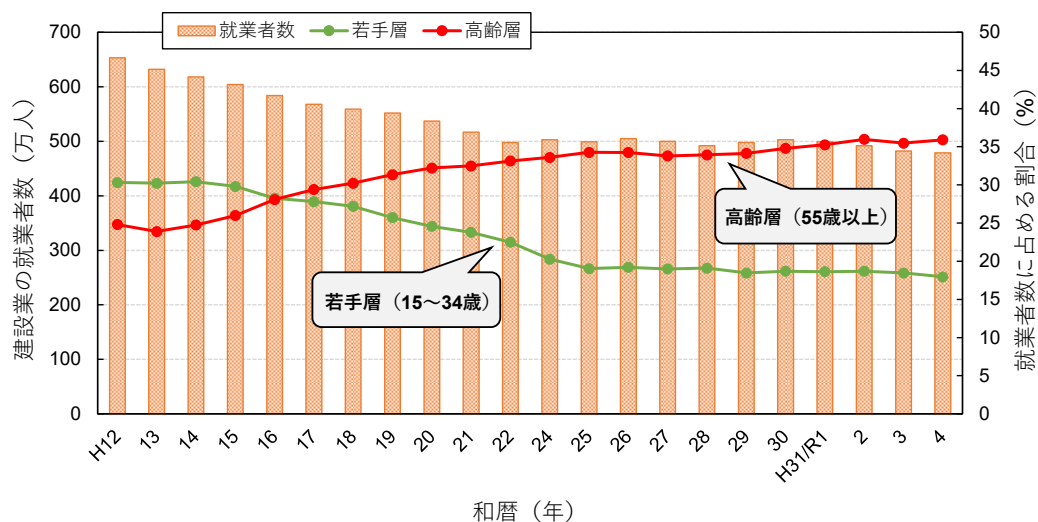


図 1-2 建設業における就業者数と年齢層の変化
(参考文献 1-3 より作成)

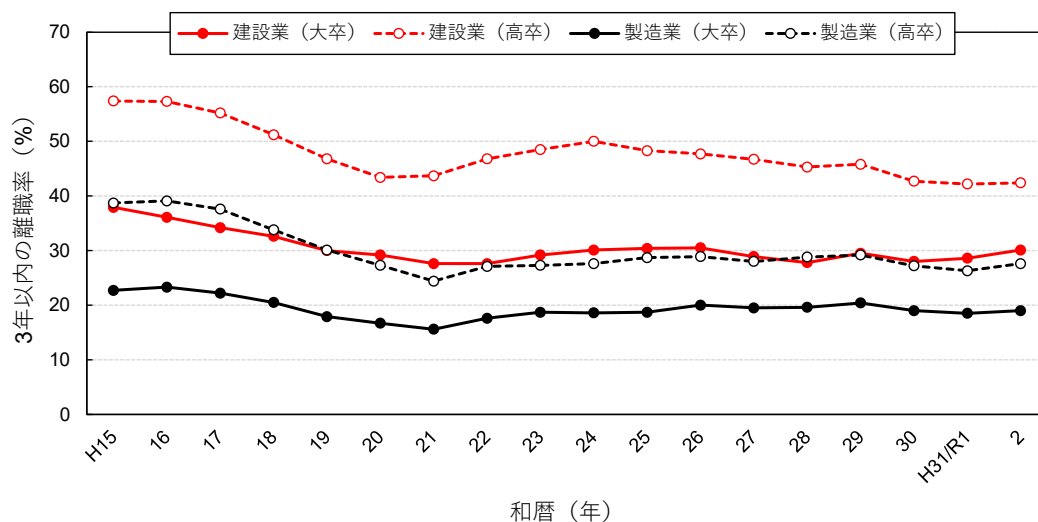


図 1-3 建設業における新規学卒者の3年以内の離職率
(参考文献 1-4 より作成)

とも若手層が増加しない要因として考えられる。一方、高齢層（55 歳以上）は平成の中期から増加の一途を辿っており、就業者数に占める高齢層の割合は既に 35%を超えている。つまり、建設業に従事している技術者のうち少なくとも3人に1人は55歳以上ということになる。今後、こうした熟練技術者の大量離職が待っていることから、何らかの対策を講じない限り、建設業の就業者数は加速度的に減少していくことが見込まれている。

1.1.2 日本における社会資本の老朽化

我が国では、1950年代に始まった高度経済成長期における集中的な社会資本整備を契機とし、これまでに膨大な数のコンクリート構造物が建設されてきた。現在、それらの多くは供用開始から数十年が経過し、一斉に老朽化を迎えようとしている。コンクリートの寿命は、周辺環境や気候風土といった外的条件の違いにもよるが、一般に50～100年が目安とされている¹⁻⁵⁾。建設後50年以上が経過するコンクリート構造物は、ひび割れ等の発生により劣化事象が顕在化し、本来の耐久性や安全性が低下する恐れがある。図1-4は、全国各地の社会資本を対象に建設後50年以上が経過する施設の割合についてのデータ（2020年度）である。2040年までに建設後50年以上が経過する施設の割合が最も高い社会資本は道路橋の75%で、次に港湾施設の66%、トンネルの53%となっている。河川管理施設および下水道管渠は50%を下回っているが、それでも3割以上に達する見通しである。図中に表記するそれぞれの社会資本の数の合計で概算したところ、上記の割合は全体として約59%であった。これは、仮に、補修・補強されるコンクリート構造物や新設されるコンクリート構造物を考慮しない場合、およそ20年以内に健全な状態で利用できるコンクリート構造物が約6割も減少することを意味する。社会資本は人々の生活に欠かせない重要な基盤であることから、社会資本を支えるコンクリート構造物の老朽化に対しては早急かつ適切な措置が求められている。

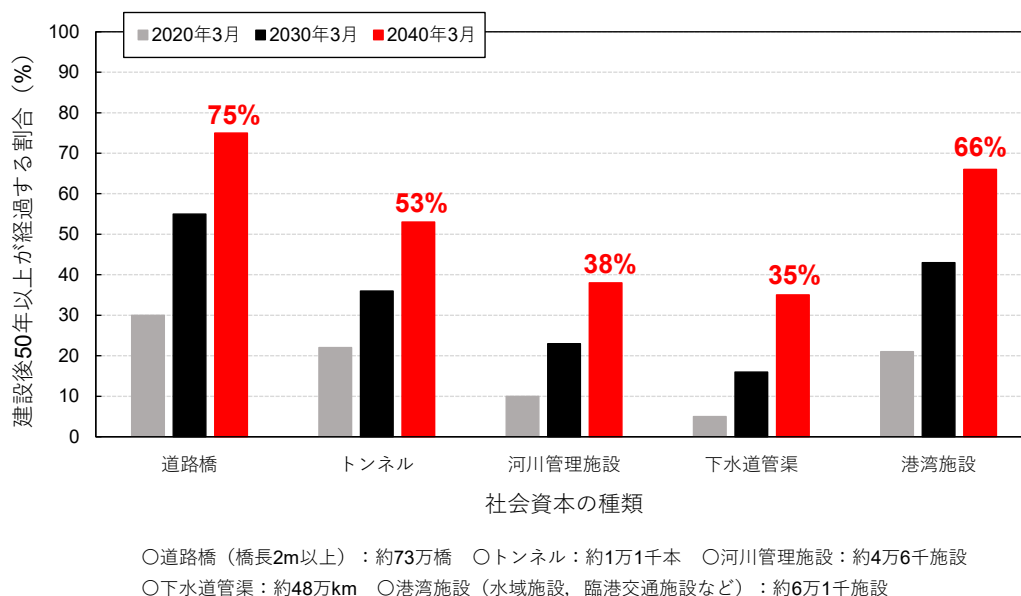


図1-4 建設後50年以上が経過する社会資本の割合
(参考文献1-5より作成)

1.2 建設業における課題と取組み

先述した通り、我が国の建設業は、若手技術者の減少と熟練技術者の高齢化に伴う人材不足や、現在まで建設されてきた社会インフラの老朽化といった問題を抱えながら極めて厳しい状況にある。今後、少ない労働力で大量の社会インフラを効率的に維持管理していくことが求められるなかで、「現場の生産性向上」および「構造物の長寿命化」が重要な課題となっている。

2016 年、国土交通省は建設業における現場の生産性向上を目指すものとして「i-Construction」¹⁻⁶⁾の推進を打ち出した。i-Construction には、「全面的な ICT の活用（ICT 土工）」、「全体最適の導入（コンクリート工の規格の標準化等）」、「施工時期の標準化」の3つの方針がトップランナー施策として掲げられている（図 1-5）。これらのうち、「全体最適の導入（コンクリート工の規格の標準化）」の取り組むべき事項の一つに、コンクリート工のプレキャスト化が明記されていることから、建設業ではプレキャストコンクリート（PCa）製品を積極的に活用していこうとする機運が高まっている。

一方、2017 年、土木学会コンクリート委員会にて「SIP 対応 高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート部材に関する研究委員会」が設置された。同委員会は、内閣府が主導する「戦略的イノベーション創造プログラム（SIP）」¹⁻⁷⁾の第1期11課題のうち「インフラ維持管理・更新・マネジメント技術」（図 1-6）におけるプロジェクトの一環であり、後述する構造物の長寿命化が期待される高炉スラグ細骨材（BFS）を用いたコンクリート

i-Construction（トップランナー施策）		
ICTの全面的な活用（ICT土工）	全体最適の導入 （コンクリート工の規格の標準化等）	施工時期の標準化
<ul style="list-style-type: none"> ・調査・測量、設計、施工、検査等のあらゆる建設生産プロセスにおいてICTを全面的に活用。 ・3次元データを活用するための15の新基準や積算基準を整備。 ・国の大規模土工は、発注者の指定でICTを活用。中小規模土工についても、受注者の希望でICT土工を実施可能。 ・すべてのICT土工に必要な費用の計上、工事成績評価で加点評価。 	<ul style="list-style-type: none"> ・現場毎の一品生産、部分別最適設計であり、工期や品質の面で優位な技術を採用することが困難。 ・設計、発注、材料の調達、加工、組立等の一連の生産工程や、維持管理を含めたプロセス全体の最適化が図られるよう、全体最適の考え方を導入し、サプライチェーンの効率化、生産性向上を目指す。 ・部材の規格（サイズ等）の標準化により、プレキャスト製品やプレハブ鉄筋などの工場製作化を進め、コスト削減、生産性の向上を目指す。 	<ul style="list-style-type: none"> ・公共工事は第1四半期（4月～6月）に工事量が少なく、偏りが激しい。 ・限られた人材を効率的に活用するため、施工時期を平準化し、年間を通して工事量を安定化する。

図 1-5 i-Construction における 3 つのトップランナー施策
(参考文献 1-6 より作成)

第1章 序論

(BFS コンクリート) を PCa 製品に適用するための設計・製造・施工の方法について取りまとめることを目的としている。その成果は、2019 年、「高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート製品の設計・製造・施工指針（案）」¹⁻⁸⁾として発刊された。

こうした経緯のもと、現場の生産性向上および構造物の長寿命化を実現するための技術として BFS を用いた PCa 製品の社会実装が注目されており、近年では当該技術に関する研究が活発に展開されている。

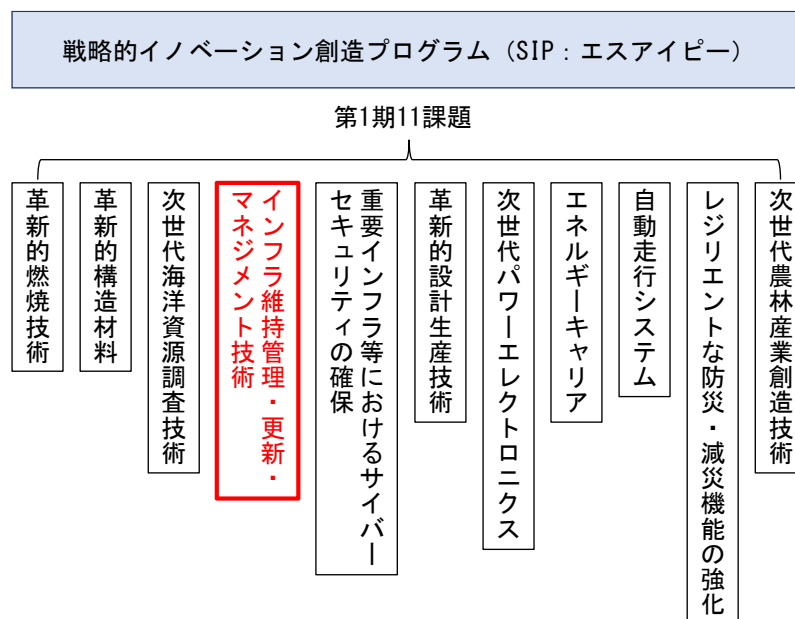


図 1-6 戦略的イノベーション創造プログラム（SIP）の第1期11課題
（参考文献 1-7 より作成）

1.3 高炉水砕スラグ

高炉水砕スラグは、製鉄所で発生する高炉スラグを起源とする副産物である。我が国では、1910年に高炉セメントの製造が開始されたことで、高炉スラグがコンクリートの材料に用いられるようになった¹⁻⁹⁾。当初は、高炉スラグ微粉末としてセメントや混和材に用いることが前提とされていたが、1970年代から高炉スラグを骨材に用いる検討が進められるようになると、1977年には高炉スラグ粗骨材の規格（JIS A 5011）、1981年にはBFSの規格（JIS A 5012）が制定された。その後、1997年に高炉スラグ粗骨材およびBFSは一つの規格（JIS A 5011-1）に統合された。こうした中で、土木学会より、1978年に「高炉スラグ砕石コンクリート設計施工指針（案）」、1983年に「高炉スラグ細骨材を用いた設計施工指針（案）」、1993年に「高炉スラグ骨材コンクリート施工指針」が発刊されている。それから26年を経て、社会的要請を背景にBFSに対する関心が再び高まってきたことを受け、2019年に「高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート製品の設計・製造・施工指針（案）」¹⁻⁸⁾が発刊された経緯となっている。

最近の研究によると、BFSの反応性を適切に活かすことで、コンクリートの長期強度や物理的・化学的な劣化に対する抵抗性が向上するとされている。また、BFSは従来コンクリートに用いられてきた天然骨材の代替となるため、自然保護の観点からもメリットが大きい。すなわち、BFSを用いたPCa製品の利用拡大を図ることは、耐久性に優れたコンクリート構造物の整備とともに、環境負荷低減に貢献することにつながると考えられる。

1.3.1 高炉スラグ細骨材の概要

(1) 高炉スラグ細骨材の製造

BFSは、JISに規定されているコンクリート用スラグ骨材の一種である。スラグ骨材の種類^{1-10), 1-11), 1-12)}は、図1-7のように原料や製造工程により区分されるが、そのうちBFSの起源となるのが高炉水砕スラグである。高炉水砕スラグは、高炉で銑鉄を製造する際に生成される熔融スラグ（約1500℃）を空気や加圧水で急激に冷却したものであり、これを粉碎および粒度調整することでBFSとなる。熔融スラグを徐冷したものは、高炉スラグ粗骨材として扱われる。なお、熔融スラグの冷却には、コンクリートの品質低下や鉄筋コンクリート（RC）に用いられる鉄筋腐食のことを考慮し、海水や汚水は使用されない¹⁻⁹⁾。粒度調整した後は、貯蔵中に固結しないように固結防止剤が添加される。

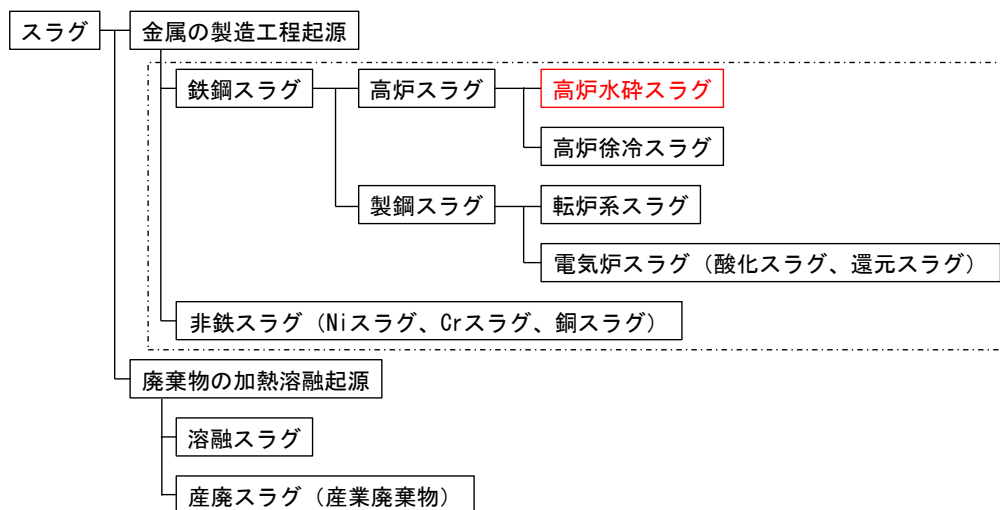


図1-7 スラグ骨材の分類（参考文献1-10, 1-11, 1-12より作成）

表1-1 BFSの区分と製造事業所^{1-8), 1-13)}

区分（記号）	粒の大きさの範囲	製造事業所
5 mm 高炉スラグ細骨材	5 mm 以下	呉，福山，室蘭，八幡
2.5 mm 高炉スラグ細骨材	2.5 mm 以下	大分，加古川，和歌山
1.2 mm 高炉スラグ細骨材	1.2 mm 以下	大分，倉敷，名古屋
5～0.3 mm 高炉スラグ細骨材	5～0.3 mm 以下	君津，千葉

(2) 高炉スラグ細骨材の品質

BFSは、その粒度により JIS A 5011-1¹⁻¹³⁾において4種類に区分される（表1-1）。JIS A 5308¹⁻¹⁴⁾には、2.5 mm 高炉スラグ細骨材および5～0.3 mm 高炉スラグ細骨材に関して、粒度調整用として砂や砕砂と混合することが明記されている。それぞれの粒度の BFS は、国内11か所の異なる製造事業所で生産されている¹⁻⁸⁾。また、BFS コンクリートの品質を安定させるために、BFSの粗粒率は契約時に定められた粗粒率に対して±0.2以上の変化がないように管理する必要がある¹⁻⁸⁾。

BFSの化学組成は、酸化カルシウム（CaO）および二酸化ケイ素（SiO₂）が主要であり、他に酸化アルミニウム（Al₂O₃）や酸化マグネシウム（MgO）などで構成される。BFS コンクリートに有害な劣化をもたらさないように、JIS A 5011-1には、酸化カルシウム（CaO）、全硫黄（S）、三酸化硫黄（SO₃）、全鉄（FeO）の含有量が規定されている（表1-2）。

表 1-2 JIS A 5011-1 における BFS の化学成分の規定値 ¹⁻¹³⁾

項目	規定値
酸化カルシウム (CaO)	45.0 以下
全硫黄 (S)	2.0 以下
三酸化硫黄 (SO ₃)	0.5 以下
全鉄 (FeO)	3.0 以下

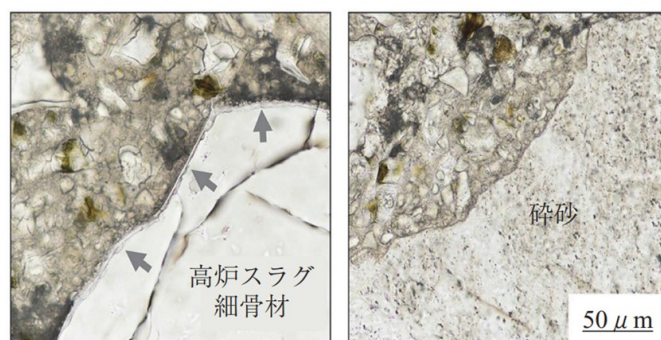


図 1-8 BFS の潜在水硬性により骨材界面に形成された反応層 ¹⁻¹⁶⁾

(3) 高炉スラグ細骨材の特徴

BFS の特徴は、潜在水硬性と呼ばれる強い反応性を有していることである ^{1-8), 1-15)}。BFS の潜在水硬性は、コンクリートに含まれるアルカリ成分や硫酸塩の刺激を受けることで発現し、コンクリート中のセメントペーストと骨材の界面に反応層を形成する (図 1-8) ¹⁻¹⁶⁾。一般に、セメントペーストと骨材の界面には水酸化カルシウムが集積する遷移帯 ¹⁻¹⁷⁾が存在し、遷移帯はコンクリートの耐久性に深く関与していることが知られている ^{1-18), 1-19)}。BFS コンクリートでは、BFS の潜在水硬性が遷移帯に反応層を形成することから、セメントペーストと骨材の界面における組織が緻密となり、コンクリートの長期強度や物理的・化学的な劣化に対する抵抗性が向上することがわかっている ^{1-20), 1-21), 1-22)}。

BFS の起源である高炉水砕スラグは製造工程で溶融スラグが急冷処理されるため、それに起因し、BFS はガラス質で多孔質粒である。溶融スラグが急冷処理される時の冷却速度が高炉スラグの軟質度 (あるいは硬質度) に影響を与え、冷却速度が速い場合は軟質、遅い場合は硬質となる。なお、軟質の BFS の方が硬質の BFS よりも反応性が高い ¹⁻⁸⁾。図 1-9 は、BFS を XRD 分析したデータの一例である。XRD の回折チャートにおいてガラス質のパターンであるブロードなピークが確認できる。また、BFS は天然砂に比べて密度が高く、粒形が角張っている。

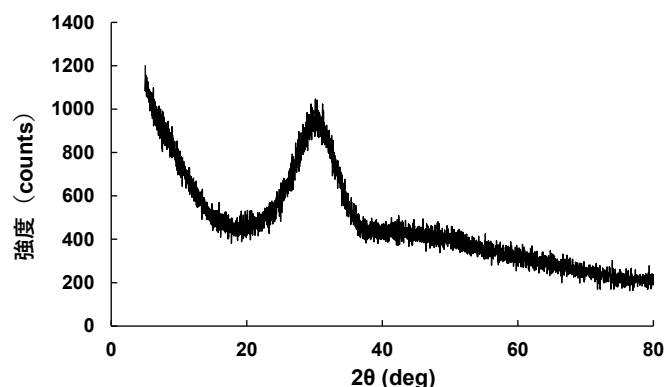


図1-9 BFSのXRD分析の一例

(4) 高炉スラグ細骨材の使用量

図1-10は、直近10年間に於ける高炉スラグ（BFS、高炉スラグ粗骨材）の使用量の推移である¹⁻²³⁾。慢性的な景気後退や公共事業の減少により、BFSおよび高炉スラグ粗骨材の使用量は、いずれも緩やかに減少しているが、ある程度は一定の水準で推移している。2019年度から2020年度にかけてBFSの使用量の減少が大きい、これは新型コロナウイルス感染拡大の影響であると考えられる。

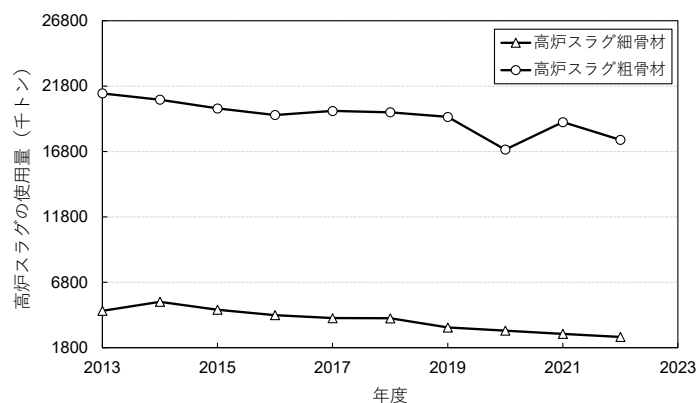


図1-10 直近10年間に於ける高炉スラグの使用量（参考文献1-23より作成）

1.3.2 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの基本特性

(1) フレッシュ特性

BFS コンクリートは、天然骨材を用いたコンクリートに比べて単位水量が増大するとされている^{1-24), 1-25), 1-26)}。浦野ら¹⁻²⁶⁾は、BFSの粒度が細かいことで比表面積が大きくなり、流

動性に寄与するセメントペーストが相対的に減少することが原因としている。また、BFSの角張った粒形が影響していることも考えられる。一方、BFSと天然骨材を混合することで流動性は改善されることが指摘されている¹⁻²⁷⁾。

BFS コンクリートは、天然骨材を用いたコンクリートに比べてブリーディング量が多い¹⁻²⁵⁾、¹⁻²⁷⁾。これは、BFSがガラス質で密度が高く保水性が低いこと、BFSの粒形が角張っていることに起因している¹⁻⁹⁾。また、単位水量と同様に、BFSと天然骨材を混合することでブリーディング量を減らすことができる¹⁻²⁵⁾。

(2) 硬化特性

BFS コンクリートは、水セメント比が小さい場合、天然骨材を用いたコンクリートに比べて材齢28日の圧縮強度が10%~20%ほど低いという報告がある¹⁻²⁸⁾、¹⁻²⁹⁾。一方、BFSは長期的に発現する潜在水硬性を有していることから、長期材齢における圧縮強度は大きくなる傾向にあることがわかっている¹⁻²¹⁾、¹⁻²⁹⁾、¹⁻³⁰⁾。しかし、水セメント比が24%~20%の超高強度コンクリートでは、長期材齢であっても天然骨材を用いたコンクリートより小さいというデータがある¹⁻²³⁾。BFS コンクリートはワーカビリティが悪いため、水セメント比を過度に低く設計すると硬化特性に影響を及ぼすと考えられる。

BFS コンクリートは、AE剤を用いなくとも凍結融解に対する抵抗性が高いとされている¹⁻³¹⁾、¹⁻³²⁾。これに関して、綾野ら¹⁻³²⁾は、BFS コンクリートでは凍結融解の作用によるひび割れが生じやすい粗骨材とモルタルの界面において析出する水酸化カルシウムが少ないことを理由としている。

BFS コンクリートは、天然骨材を用いたコンクリートに比べて乾燥収縮ひずみおよび自己収縮ひずみが低減する傾向にあることがわかっている¹⁻²¹⁾、¹⁻²⁵⁾、¹⁻³³⁾。この要因は詳細に明らかにされていないが、BFSの潜在水硬性によるコンクリート組織の緻密化や、BFSの吸水率が小さいことからコンクリート中の水分量が少ないことが考えられる¹⁻³³⁾。

BFS コンクリートは、物質の浸透に対する抵抗性が高いとされている¹⁻³⁴⁾、¹⁻³⁵⁾。皆川ら¹⁻³⁵⁾は、BFSの非晶質度が高いほどコンクリートの遮塩性が向上したこと、コンクリートのセメントペーストと骨材の界面が緻密化していたことから、BFSの潜在水硬性が寄与していると報告している。

BFS コンクリートは、天然骨材を用いたコンクリートに比べて硫酸に対する抵抗性が高いとされている¹⁻³⁶⁾。Jariyathitipongら¹⁻³⁶⁾は、BFSを用いた場合、BFSと硫酸との反応によりコンクリートの表面に緻密で剥がれにくい二水石膏の膜が形成されることで体積（質量）減少を抑制し、結果として耐硫酸性が向上すると報告している。

BFS コンクリートは、アルカリ骨材反応（またはアルカリシリカ反応）（ASR）を抑制できることがわかっている¹⁻²¹⁾、¹⁻³⁷⁾、¹⁻³⁸⁾。BFSは、ASRを引き起こす溶解シリカがほとんど検出されないことも確認されている¹⁻²⁾。

第1章 序論

1.4 本研究の目的

以上のような背景から、近年、BFSを用いたPCa製品を社会実装するための研究が活発に展開されているが、コンクリートの凍結融解、硫酸浸食、塩分浸透といった劣化現象あるいは乾燥（自己）収縮特性に関するものが多く、ひび割れ抵抗性の観点からBFSコンクリートの力学特性および耐久性を調査した研究は少ない。また、最近ではPCa製品で懸念される劣化リスクとして遅延エトリングایت生成(DEF)による膨張が注目されているが、DEFに及ぼすBFSの影響を調べた報告はきわめて限定的である。さらに、BFSの反応性を確認するために土木学会規準として定められている品質評価試験（案）の試験にかかる労力・コストや試験結果の再現性、およびBFSの使用による過剰なブリーディングの発生などが普及への課題となっている。

BFSコンクリートのPCa製品としての活用は建設現場の生産性向上、コンクリート構造物の長寿命化、天然骨材の節約、建設廃棄物量の削減、およびそれらの複合的な効果としてのCO₂排出量削減につながることから社会的な波及効果大きい。そこで本研究では、当該技術の普及に向けた課題解決、ひび割れ自律治癒などの新たな付加価値の創出、および将来的な海外展開に向けた外国産BFSを用いたコンクリートに関するデータ収集を主な目的とした。

1.5 本論文の構成

本論文は、全7章により構成されている（図1-11）。各章の概要は以下の通りである。

第1章 序論

我が国の建設業において課題となっている現場の生産性向上および構造物の長寿命化について言及し、その施策として国土交通省が推進する「i-Construction」に記されるPCa製品の導入と土木学会コンクリート委員会で行われたBFSを用いたPCa製品に関する検討事例を紹介した。それらを踏まえ、本研究の目的を明らかにし、本論文の構成および各章の概要を示した。

第2章 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートのひび割れ抵抗性

BFSコンクリートのひび割れ抵抗性について実験的に検討した。曲げ応力下の破壊エネルギーおよび圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーに着目し、圧縮強度試験、静弾性係数試験、三点曲げ載荷試験、圧縮繰返し載荷試験を実施した。その結果、BFSコンクリートは、特に長期材齢のような高強度（高応力）範囲において、破壊エネルギーが大きくひび割れ進展エネルギーが小さい傾向となり、ひび割れ抵抗性に優れることが明らかとなった。

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成(DEF)による膨張劣化に対する抵抗性

BFSを用いたモルタル(BFSモルタル)のDEF抵抗性について明らかにすることを目的とした。DEF促進条件下で作製したBFSモルタルのDEFによる膨張挙動および強度への影響を調べた。長さ変化試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施し、さらに所定材齢におけるモルタル内部のSEM観察ならびにXRD分析を行った。その結果、DEF促進条件下であってもBFSを用いることでモルタルの膨張量および質量増加が大幅に抑制され、材齢28日および91日時点の強度も十分に保持されることがわかった。また、BFSモルタルをSEMで観察したところ、内部組織に変状はみられなかった。すなわち、BFSモルタルはDEFによる膨張劣化に対する抵抗性に優れることが明らかとなった。一方、XRD分析では、モルタルの種類やDEF促進条件の有無にかかわらず、DEFの要因であるエトリンサイトが同定されたことから、DEFのメカニズムやBFSがDEF抵抗性に優れる点に関しては詳細なメカニズムの解明が必要である。

第4章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのひび割れ自律治癒性能

BFSの新たな特長を見出すために、BFSモルタルのひび割れ自律治癒性能について検討した。あらかじめひび割れを導入したモルタルを対象に、気中、水中、飽和水酸化カルシウム水溶液中の3つの再養生条件下で通水試験を実施し、ひび割れからの通水量の経時的な変化を測定した。その結果、BFSモルタルと比較のための砕砂を用いたモルタル(砕砂モルタル)は、水中および飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合にひび割れが閉塞した。飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、BFSモルタルでは再養生期間の初期における通水量の減少量が砕砂モルタルよりも大きかった。また、水中あるいは飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生することにより、BFSモルタルでは初期ひび割れ幅が0.4 mm以上でもひび割れが閉塞することが示された。

第5章 高炉スラグ細骨材の品質評価試験(案)の省力化に向けた試験方法の改善

BFSの反応性を確認するための品質評価試験方法(案)として定められているJSCE-C 507-2018(凍結融解試験)およびJSCE-C 508-2018(硫酸浸漬試験)の試験方法の改善を目的として、実験計画法により各種試験条件が試験結果に及ぼす影響を評価した。その結果、有意な因子とそれほど重要でない因子が統計的に判別され、それに基づき試験方法を一部変更することで、試験結果の再現性を保ちながら省力化が可能となることを示した。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

海外においてコンクリートにBFSが使用された事例は少なく、今後、当該技術を海外展開する上で基礎的なデータの収集が必要となる。そこで、ドイツ産BFSを用いたモルタル

第1章 序論

について、石灰石微粉末（LSP）の置換によるブリーディングの抑制および若材齢強度の増進について検討した。LSP を BFS の一部に置換したモルタルを作製し、フロー試験、ブリーディング試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施した。加えて、練混ぜ後 24 時間の自己収縮試験、材齢 28 日以降 50 日間の硫酸浸漬試験についても行った。その結果、BFS モルタルに LSP を置換することで、水セメント比が大きい場合に材料分離およびブリーディング量が抑制された。また、水セメント比やセメントの種類によって BFS モルタルの若材齢強度に対する LSP の効果がみられた。また、水セメント比が小さい場合に打設後 24 時間時点の自己収縮量に対して LSP によるポジティブな効果が確認された。一方、BFS の硫酸抵抗性には LSP の影響がみられなかった。

第7章 結論

第2章～第6章で得られた結果を総括するとともに、それを踏まえて今後の展望を記し、本論文の結論とした。

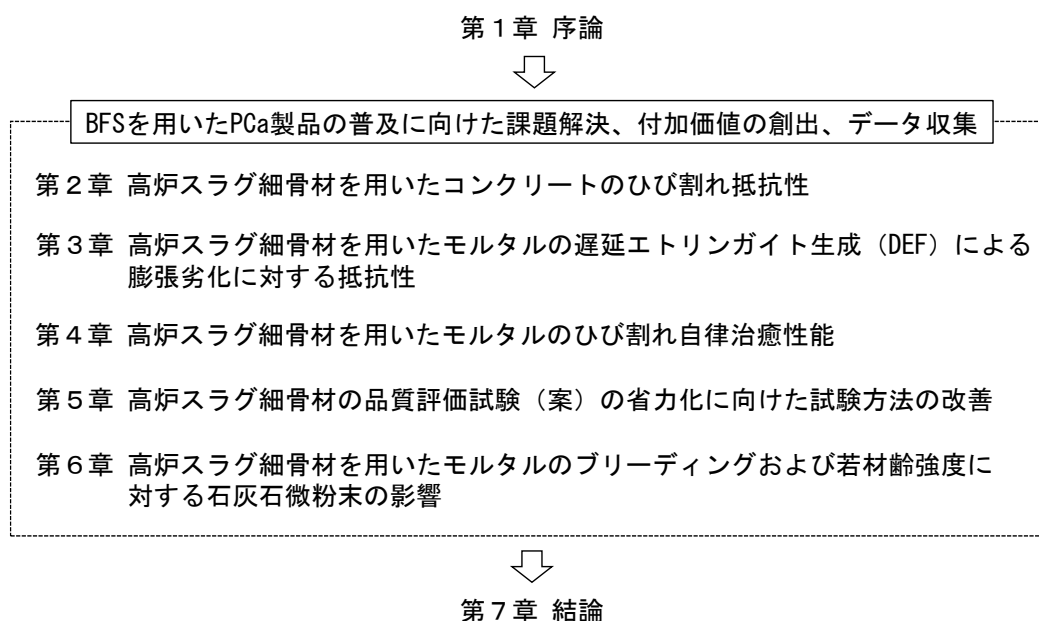


図1-11 本論文の構成

第1章 序論

第1章の参考文献

- 1-1) 内閣府 HP 「令和4年版 高齢社会白書」, https://www8.cao.go.jp/kourei/whitepaper/w-2022/zenbun/pdf/1s1s_01.pdf (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-2) 総務省統計局 HP 「統計からみた我が国の高齢者」, <https://www.stat.go.jp/data/topics/pdf/topics138.pdf> (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-3) 総務省 HP 「労働調査」, <https://www.e-stat.go.jp/stat-search/files?page=1&toukei=00200531&kikan=00200&tstat=000000110001> (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-4) 厚生労働省 HP 「新規学卒者の離職状況」, <https://www.mhlw.go.jp/stf/seisakunitsuite/bunya/0000137940.html> (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-5) 国土交通省 HP 「社会資本の老朽化の現状」, https://www.mlit.go.jp/sogoseisaku/maintenance/_pdf/roukyuukanogenjou.pdf (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-6) 国土交通省 HP 「i-Construction」, <https://www.mlit.go.jp/tec/i-construction/index.html> (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-7) 内閣府 HP 「戦略的イノベーション創造プログラム (SIP: エスアイピー)」, <https://www8.cao.go.jp/cstp/gaiyo/sip/> (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-8) 公益社団法人 土木学会コンクリート委員会: 高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート製品の設計・製造・施工指針 (案), コンクリートライブラリー, 第155号, 2019
- 1-9) 横室隆, 宮澤伸吾, 川上勝弥: コンクリート用高炉スラグ活用ハンドブック, セメントジャーナル社, 2011
- 1-10) 山中量一: 高炉スラグ骨材, コンクリート工学, Vol. 46, No. 5, pp. 90-94, 2008
- 1-11) 日本コンクリート工学会 HP 「コンクリート用スラグ骨材の利用」, https://www.jci-net.or.jp/j/concrete/technology/202212_article_1.html (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)

第1章 序論

- 1-12) 鉄鋼スラグ協会 HP 「鉄鋼スラグについて」, <https://www.slg.jp/slag/kind.html> (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)
- 1-13) JIS A 5011-1 「コンクリート用スラグ骨材－第 1 部: 高炉スラグ細骨材」, 2018
- 1-14) JIS A 5308 「レディーミクストコンクリート」, 2019
- 1-15) 金谷宗輝, 松井淳, 伊澤康子, 市川牧彦: 高炉スラグ細骨材の固結とその抑制技術, *Journal of the Society of Inorganic Materials*, No. 7, pp. 301-306, 2000
- 1-16) 綾野克紀, 二井谷教治, 細谷多慶, 高橋克則: 高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート部材の研究開発, プレストレスとコンクリート, Vol. 59, No. 6, pp. 80-85, 2017
- 1-17) 小林孝一, 服部篤史, 宮川豊章, 藤井学: 微粉末混和材を用いたセメントペーストと骨材の界面性状, 材料, Vol. 45, No. 9, pp. 1001-1007, 1996
- 1-18) 内川浩: セメントペーストと骨材の界面の構造・組織がコンクリートの品質に及ぼす影響, コンクリート工学, Vol. 33, No. 9, pp. 5-17, 1995
- 1-19) 後藤努, 庄谷征美, 阿波稔: コンクリートの骨材界面に形成される遷移帯に関する基礎的研究, 土木学会東北支部技術研究発表会, 1998
- 1-20) T. Ayano, T. Fujii: Improvement of Concrete Properties using Granulated Blast Furnace Slag Sand, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol. 19, pp. 118-132, 2021
- 1-21) 上野敦: 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの 30 年試験結果, コンクリート工学, Vol. 56, No. 5, pp. 379-382, 2018
- 1-22) 藤井隆史, 綾野克紀: 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの強度, 収縮, クリープおよびアルカリシリカ反応抑制効果に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 1, pp. 99-104, 2018
- 1-23) 鉄鋼スラグ協会 HP 「鉄鋼スラグ統計」, <https://www.slg.jp/statistics/report.html> (閲覧日: 2023 年 10 月 18 日)

第1章 序論

- 1-24) R. K. Patra, B. B. Mukharjee: Influence of incorporation of granulated blast-furnace slag as replacement of fine aggregate on properties of concrete, *Journal of Cleaner Production*, Vol. 165, pp. 468-476, 2017
- 1-25) 植田紳治：高炉水砕砂を使用したコンクリートの諸性状に関する実験研究，コンクリート工学年次講演会論文集，Vol. 1, pp. 197-200, 1979
- 1-26) 浦野真次，田中博一，藤井隆史，綾野克紀：高炉スラグ細骨材がコンクリートのフレッシュ性状に及ぼす影響，コンクリート工学年次論文集，Vol. 39, No. 1, pp. 1267-1272, 2017
- 1-27) 日本鉄鋼連盟：コンクリート用高炉スラグ細骨材標準化に関する研究報告書（その1及びその2），1981
- 1-28) 石東昇，梶田佳寛，李榮蘭：高炉スラグ細骨材を使用した高強度コンクリートの力学性質に関する研究，セメント・コンクリート論文集，No. 64, pp. 184-189, 2010
- 1-29) 一般社団法人 日本建築学会：日本建築学会建築工事標準仕様書 5 鉄筋コンクリート工事，2009
- 1-30) 石東昇，梶田佳寛，李榮蘭：高炉スラグ細骨材の性状とコンクリート圧縮強度への影響に関する実験，日本建築学会構造系論文集，Vol. 76, No. 667, pp. 1541-1546, 2011
- 1-31) 森雅聡，藤井隆史，P. Jariyathitipong，綾野克紀：高炉スラグ細骨材によるコンクリートの凍結融解抵抗性改善に関する研究，コンクリート工学年次論文集，Vol. 36, No. 1, pp. 1078-1083, 2014
- 1-32) 綾野克紀，藤井隆史：高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの凍結融解抵抗性に関する研究，土木学会論文集 E2（材料・コンクリート構造），Vol. 70, No. 4, pp. 417-427, 2014
- 1-33) 木之下光男，斎藤和秀，吉澤千秋，梅原秀哲：高炉スラグ細骨材を使用した耐久性向上コンクリートの性質（その2：硬化コンクリートの性質），土木学会第64回年次学術講演会，V-239, pp. 475-476, 2009

第1章 序論

- 1-34) 藤原斉, 堀水紀, 細谷多慶, 藤木昭宏: 高炉スラグがコンクリートの塩分浸透性に与える影響, コンクリート工学年次論文集, Vol. 39, No. 1, pp. 757-762, 2017
- 1-35) 皆川浩, 藤田亮, 宮本慎太郎, 久田真: 高炉スラグ細骨材を使用したモルタルの遮塩性向上メカニズムに関する基礎的研究, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 75, No. 2, pp. 106-124, 2019
- 1-36) P. Jariyathitipong, 細谷多慶, 藤井隆史, 綾野克紀: 高炉スラグ細骨材によるコンクリートの耐硫酸性改善に関する研究, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 69, No. 4, pp. 337-347, 2013
- 1-37) 竹田重三: 高炉スラグ骨材, コンクリート工学, Vol. 34, No. 7, pp. 29-30, 1996
- 1-38) 羽原俊祐, 二戸信和, 小山田哲也, 鈴木隆文: 高炉スラグ細骨材及びアルカリ骨材反応の膨張抑制効果について, コンクリート工学年次論文集, Vol. 30, No. 1, pp. 975-980, 2008

第 2 章

高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの ひび割れ抵抗性

2.1 緒言

高炉スラグ細骨材（BFS）を用いたプレキャストコンクリート（PCa）製品の主な適用先の一つに、高速道路の床版取替工事が想定される。そのような場合、躯体の自重や車両の繰返し荷重を受けることでコンクリートにひび割れが生じる。コンクリートのひび割れは構造物の力学性能や耐久性に影響を及ぼすため、BFSを用いたコンクリート（BFS コンクリート）のひび割れに対する特性を把握することは重要である。

本章では、BFS コンクリートのひび割れ抵抗性について調べることを目的とした。曲げ応力下の破壊エネルギーと圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーに着目し、圧縮強度試験、静弾性係数試験、三点曲げ載荷試験、圧縮繰返し載荷試験を実施した。

なお、本章の成果は既報^{2-1), 2-2), 2-3)}にて公表済みである。

2.2 先行研究

二羽ら²⁻⁴⁾は、セメントの種類により骨材界面の付着強度が異なるコンクリートの破壊エネルギーについて考察し、骨材界面の付着強度と破壊エネルギーが密接に関連していることを指摘している。また、界面強度と破壊モードの関係を図2-1のように説明し、骨材界面の付着強度が大きいほど破壊エネルギーが増加することを報告している。

佐藤ら^{2-5), 2-6)}は、BFS コンクリートと普通砕砂を用いたコンクリートの打継ぎ界面の力学特性値について考察し、BFSの使用量が多いほど、さらに材齢が経過するほどコンクリートの打継ぎ界面の力学特性値が向上することを指摘している。また、そのメカニズムに関して、BFSの潜在水硬性により骨材界面の付着強度が増加すること、BFSの角張った粒形に起因するアンカー効果により破壊エネルギーが増加すること、BFSの潜在水硬性が打継ぎ界面の水酸化カルシウムを減少させることを報告している。

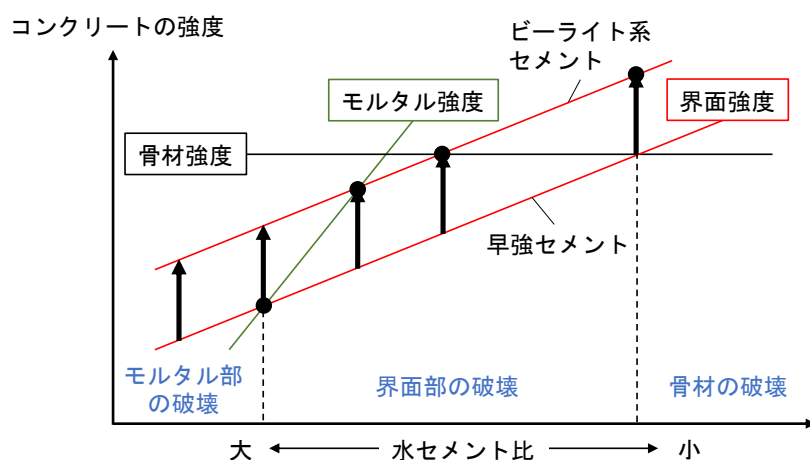


図2-1 界面強度と破壊モードの関係²⁻⁴⁾

第2章 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートのひび割れ抵抗性

堤ら²⁻⁷⁾は、BFSを用いたモルタル（BFSモルタル）と川砂を用いたモルタルにおける曲げ応力下の破壊エネルギーおよび圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーを調べた。その結果、BFSモルタルは川砂を用いたモルタルよりも曲げ応力下の破壊エネルギーが大きく、圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーが小さくなったことから、BFSモルタルのひび割れ抵抗性が高いことを報告している。

尾上²⁻⁸⁾は、BFSコンクリートと川砂を用いたコンクリートにおける圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーを詳細に分析した。その結果、BFSコンクリートは川砂を用いたコンクリートよりも圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーが小さく、さらに繰返し载荷の過程でコンクリートのひび割れや摩擦に消費されるエネルギーも小さくなったことから、BFSコンクリートのひび割れ抵抗性が高いことを報告している。

上記に述べた先行研究より、BFSコンクリートは一般的な細骨材を用いたコンクリートよりもひび割れ抵抗性に優れることが示唆される。一方、BFSコンクリートのひび割れ抵抗性について調べた研究は限定的であるため、BFSの産地による傾向やBFSコンクリートにおける各種エネルギーと力学特性の関係について更なるデータの蓄積が望まれる。

2.3 実験概要

2.3.1 使用材料

本実験で使用した材料および各種物性は表2-1の通りである。セメントには、普通ポルトランドセメントを用いた。細骨材には、JIS A 5011-1²⁻⁹⁾の区分における5～0.3 mm 高炉スラグ細骨材（BFS-a）、2.5 mm 高炉スラグ細骨材（BFS-b）、5 mm 高炉スラグ細骨材（BFS-c）および比較用として天然山砂を単味で用いた。細骨材の粒度分布を図2-2に示す。粗骨材には、JIS A 5001²⁻¹⁰⁾の区分におけるS-20（5号）とS-13（6号）を体積比1：1にブレンドして用いた。

BFS-a、BFS-bおよびBFS-cの化学物性に関してX線分析を行った。表2-2にXRF結果と塩基度をまとめた。塩基度は、XRF結果より得られた化学組成に基づいて以下の式（2-1）から算出した。いずれのBFSもCaOとSiO₂を主成分とする化学組成であり、それぞれの塩基度は1.85～1.98となった。なお、JIS A 6206²⁻¹¹⁾では、BFSと原料が同じ高炉スラグ微粉末（GGBS）の塩基度について1.60以上と規定されている。

$$b = \frac{CaO + Al_2O_3 + MgO}{SiO_2} \quad (2-1)$$

ここで、 b ：塩基度、 CaO ：酸化カルシウム含有量の割合（%）、 Al_2O_3 ：酸化アルミニウム含有量の割合（%）、 MgO ：酸化マグネシウム含有量の割合（%）、 SiO_2 ：二酸化ケイ素含有量の割合（%）である。

表 2-1 使用材料および各種物性

材料	物性
普通ポルトランドセメント	密度：3.16 g/cm ³ ，比表面積：3340 cm ² /g
BFS-a	表乾密度：2.72 g/cm ³ ，吸水率：1.80%， 実積率：57.3%，粗粒率：3.23
BFS-b	表乾密度：2.68 g/cm ³ ，吸水率：0.61%， 実積率：58.3%，粗粒率：2.37
BFS-c	表乾密度：2.77 g/cm ³ ，吸水率：0.55%， 実積率：58.1%，粗粒率：2.58
天然山砂	表乾密度：2.58 g/cm ³ ，吸水率：1.22%， 実積率：63.1%，粗粒率：2.55
碎石 (d_{max} ：20 mm)	表乾密度：3.01 g/cm ³ ，吸水率：0.68%， 実積率：56.6%，粗粒率：7.51
碎石 (d_{max} ：13 mm)	表乾密度：3.06 g/cm ³ ，吸水率：0.81%， 実積率：56.5%，粗粒率：6.50

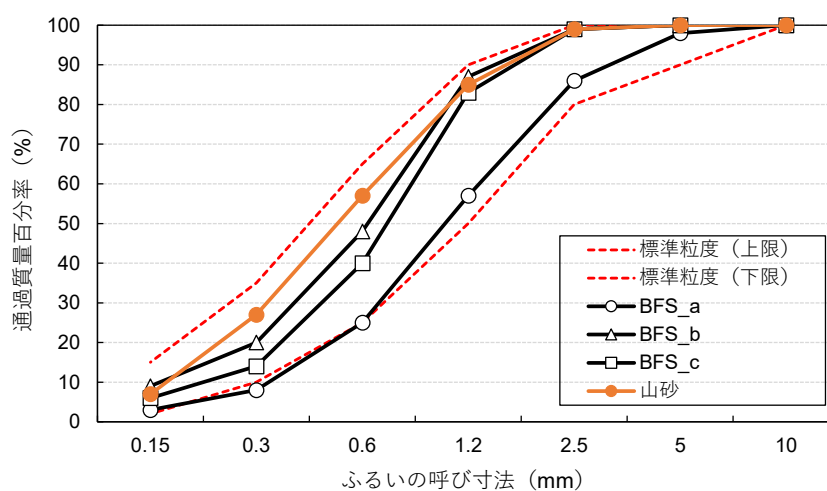


図 2-2 細骨材の粒度分布

表 2-2 BFS-a, BFS-b および BFS-c の XRF 結果および塩基度

サンプル	化学組成 (%)						塩基度
	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	その他	Ig. Loss	b
BFS-a	45.21	33.83	12.70	4.76	2.99	0.51	1.85
BFS-b	43.56	32.42	14.13	6.08	3.61	0.02	1.97
BFS-c	45.59	32.62	14.23	4.59	2.67	0.03	1.98

2.3.2 コンクリートの配合

本実験で検討したコンクリートの配合およびフレッシュ特性（スランプ（SL），空気量）は表2-3の通りである．細骨材の違いにより計4種類のコンクリートを製造した．水セメント比（W/C）はBFSを用いたPCa製品の標準配合²⁻¹²⁾を基準として36%に設定し，細骨材率（s/a）は42%で一律とした．混和剤には，高性能AE減水剤（SP）と消泡剤（DF）を用いた．SPは，BFSコンクリートにポリカルボン酸エーテル系化合物と増粘性高分子化合物の複合体，天然山砂を用いたコンクリート（Nコンクリート）にポリカルボン酸エーテル系化合物を用いた．なお，各種コンクリートにおけるスランプの実測値が1.5 cm～5.5 cmと小さめであったが，いずれのコンクリートも硬化後の外観に過剰な空隙は目視されず，供試体の充填性に影響はなかった．

表2-3 コンクリートの配合およびフレッシュ特性

配合	細骨材 種類	W/C (%)	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)					混和材 (×C%)		SL (cm)	空気量 (%)
				W	C	S	G1	G2	SP	DF		
Ba	BFS-a	36	42	155	431	759	579	589	0.6	0.4	3.0	4.4
Bb	BFS-b					748			0.7	0.8	5.5	1.4
Bc	BFS-c					773			1.0	0.2	5.5	4.0
N	山砂					720			1.2	0.6	1.5	4.4

※DF：100倍希釈液で使用

2.3.3 供試体の作製

コンクリートの練混ぜにはコンクリート用パン型ミキサを使用し，図2-3の手順で行った．コンクリートの材料は，セメントと細骨材，SP入りの水，粗骨材の順序で投入した．練混ぜ時間は，計4分間とした．また，ミキサ内の側面やブレードにコンクリートを十分に馴染ませるために，本練りに先立ち捨練りを行った．

圧縮強度試験，静弾性係数試験および圧縮繰返し载荷試験に用いる供試体として，Φ75 mm×150 mmの円柱を作製した．三点曲げ载荷試験に用いる供試体として，100 mm×100 mm×400 mmの角柱を作製した．練り混ぜたコンクリートを円柱と角柱の鋼製型枠に打ち込み，突き棒（丸鋼）で円柱は2層5回，角柱は2層40回の突固めを行った．各層の突固め後，さらに棒状バイブレータで締固めを行った．打設面を均した後，供試体を20℃の室内に静置し，翌日（24時間後）に脱型した．脱型した供試体は，所定の材齢まで20℃の水中にて養生した．

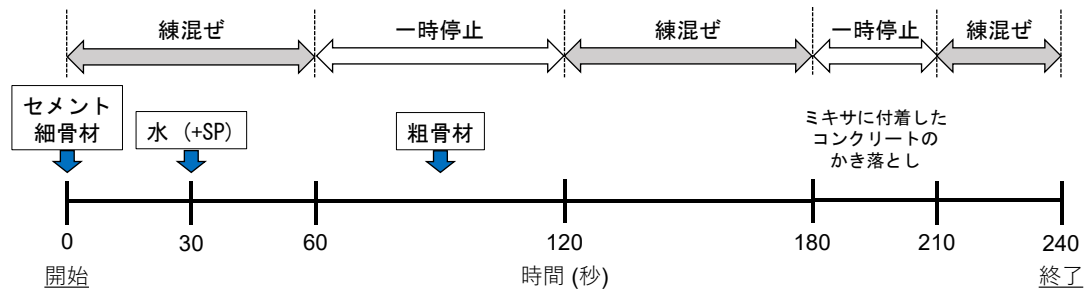


図 2-3 コンクリートの練混ぜ方法

2.3.4 圧縮強度および静弾性係数試験

圧縮強度試験は JIS A 1108²⁻¹³⁾、静弾性係数試験は JIS A 1149²⁻¹⁴⁾に準拠し、両試験は並行して実施した。各種コンクリートにおいて供試体を 3 本ずつ用い、材齢 28 日と 91 日で測定した。毎回の試験前日に、供試体の両端面を平滑に研磨した。試験機には、耐圧試験機（容量：1000 kN）を用いた。試験時の載荷速度は、JIS A 1108²⁻¹³⁾の規定（ $0.6 \pm 0.4 \text{ N/mm}^2/\text{sec}$ ）に基づいて $1.0 \text{ N/mm}^2/\text{sec}$ に設定した。静弾性係数を測定するために、ひずみゲージ（長さ：60 mm）2 枚を供試体の側面に、載荷軸方向に対称となるように貼付した。

2.3.5 三点曲げ載荷試験（破壊エネルギー）

破壊エネルギーは、単位面積あたりの、完全な、引張応力を全く伝達しないひび割れ面を形成するために要するエネルギーと定義される。コンクリートの破壊力学におけるパラメータの一つであり、引張軟化曲線とともにコンクリートの材料特性値として扱われることが多い。破壊エネルギーが与えられれば、コンクリートのひび割れ挙動を数値的に捉えることが可能となる。なお、本実験では破壊エネルギーを試験により求めるが、土木学会が提案する以下の規準式（2-2）²⁻¹⁵⁾により求めることもできる。

$$G_F = 10(d_{max})^{1/3} \cdot f_{ck}^{1/3} \quad (2-2)$$

ここで、 G_F ：破壊エネルギー（N/m）、 d_{max} ：粗骨材の最大寸法（mm）、 f_{ck} ：圧縮強度の特性値（設計基準強度）（N/mm²）である。

三点曲げ載荷試験は、JCI-S-001-2003²⁻¹⁶⁾に準拠して実施した。各種コンクリートにおいて供試体を 4～5 本ずつ用い、材齢 28 日と 91 日で測定した。毎回の試験前日に、供試体中央（引張側）に切欠き（幅：3 mm、深さ：30 mm）を導入した（写真 2-1）。試験機には、精密万能試験機（オートグラフ）を用い、供試体を図 2-4 のようにセットした。載荷中の荷重－開口変位（CMOD）曲線を記録するために、供試体の切欠きにクリップゲージ（容量：



写真 2-1 供試体に導入した切欠き

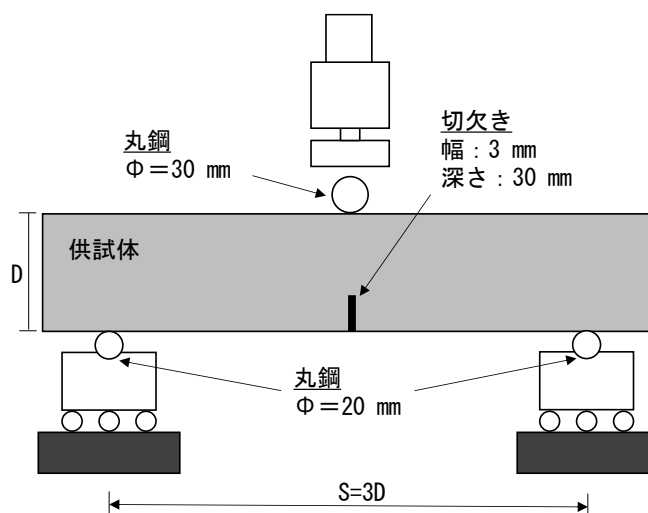


図 2-4 三点曲げ載荷試験のセットアップ

5 mm) を装着し、ダイナミックアンプを介してオートグラフに接続した。図 2-5 は、試験により得られる荷重-CMOD 曲線の概念図である。試験時の載荷速度は、CMOD の変化に対応して 0.1 mm/min に設定した。載荷をスタートする際に、供試体と丸鋼の接地面が滑らないように、はじめのうちは手動制御とし、安定したところで自動制御に切り替えた。最終的に荷重が 0 kN になった時点で載荷をストップした。試験の終了後、破断した供試体のリガメント部 (写真 2-2) の高さと幅を計測し、リガメント面積を求めた。これらのデータをもとに、破壊エネルギーを以下の式 (2-3)、式 (2-4) により算出した。

$$G_F = \frac{0.75W_0 + W_1}{A_{lig}} \quad (2-3)$$

$$W_1 = 0.75 \left(\frac{S}{L} m_1 + 2m_2 \right) g \cdot CMOD_c \quad (2-4)$$

ここで、 G_F ：破壊エネルギー（N/mm）、 W_0 ：供試体が破断するまでの荷重－CMOD 曲線下の面積（N・mm）、 W_1 ：供試体の自重および载荷治具がなす仕事（N・mm）、 A_{lig} ：リガメント面積（mm²）、 m_1 ：供試体の質量（kg）、 S ：载荷スパン（mm）、 L ：供試体の全長（mm）、 m_2 ：载荷治具の質量（kg）、 g ：重力加速度（9.807 m/s²）、 $CMOD_c$ ：破断時の開口変位（mm）である。

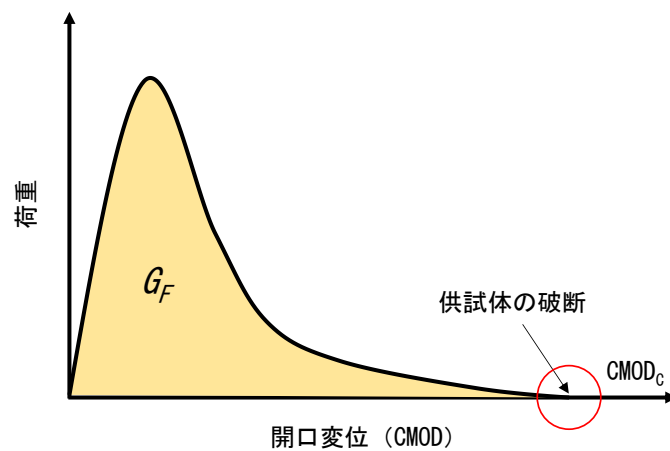


図 2-5 荷重－CMOD 曲線の概念図

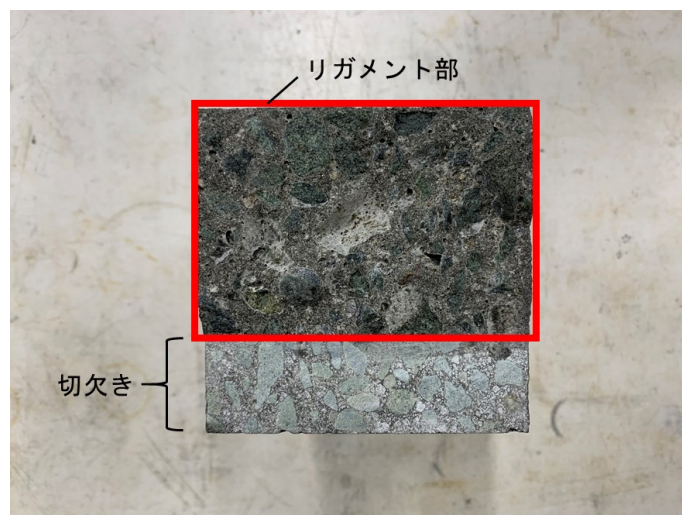


写真 2-2 破断した供試体のリガメント部

2.3.6 圧縮繰返し載荷試験（ひび割れ進展エネルギー）

図2-6に載荷と除荷のサイクルによるコンクリートの圧縮応力-ひずみ曲線を示す。同図に関して、岡田ら²⁻¹⁷⁾は、次のように各種エネルギーの分配を定量化した。図中のOABEDで囲まれた面積は、載荷と除荷のサイクルでコンクリートに生じる全体のエネルギー、全ひずみエネルギー E_t である。そのうち、OABCDで囲まれた面積は、コンクリートのひび割れ進展や摩擦に消費されるエネルギー、損失エネルギー E_i である。BCDEで囲まれた面積は、除荷後にコンクリートのひずみ回復に用いられるエネルギー、弾性ひずみエネルギー E_r である。つまり、

$$E_t = E_i + E_r \quad (2-5)$$

図2-7は、上限応力を一定、下限応力を0と仮定して、載荷と除荷を10サイクルした場合の損失エネルギー E_i の変化である。損失エネルギー E_i は1サイクル目の載荷で最も大きく(E_{i1})、2サイクル目で著しく減少する。以降は緩やかに減少しながら、5サイクル程度で一定の水準に収束する。収束した損失エネルギー E_{ic} は、ひび割れ間の摩擦や固相と液相の摩擦に消費されるエネルギー E_{fric} が主に支配しており、それ以外は繰返し載荷による微小なひび割れの伝搬に消費されるエネルギー $E_{crac(c)}$ をわずかに含んでいる。つまり、

$$E_{ic} = E_{fric} + E_{crac(c)} \quad (2-6)$$

なお、尾上ら²⁻¹⁸⁾は、 $E_{crac(c)}$ の累積がコンクリートの疲労破壊につながることを言及している。 E_{i1} から E_{ic} を差し引いた分のエネルギーは、1サイクル目の載荷におけるひび割れの形成と伝搬に消費されるエネルギーであり、これがひび割れ進展エネルギー $E_{crac(1)}$ となる。つまり、

$$E_{crac(1)} = E_{i1} - E_{ic} \quad (2-7)$$

以上で説明した岡田ら²⁻¹⁷⁾の考え方に基づいて各種コンクリートのひび割れ進展エネルギー $E_{crac(1)}$ を求めた。上記で述べたように、 E_i は繰返し載荷において5サイクル程度で一定値に収束することから、本実験では10サイクルのうち6～10サイクル目の E_i の平均値を E_{ic} とした。また、それぞれのエネルギーは、応力-ひずみ曲線から算出したエネルギーの値(N/m^2)に供試体の体積(m^3)を乗じた仕事量($\text{N} \cdot \text{m}$)で整理した。応力レベルによる $E_{crac(1)}$ の傾向の違いをみるために、上限応力比を圧縮強度（圧縮強度試験により得られる平均圧縮強度）の35%、50%、65%、80%の4パターンとした。各種コンクリートの圧縮強度の差を考慮し、各種エネルギーは圧縮強度で除した値($f'_c=1 \text{ N}/\text{mm}^2$ あたりのエネルギー)に換算して結果をまとめた。

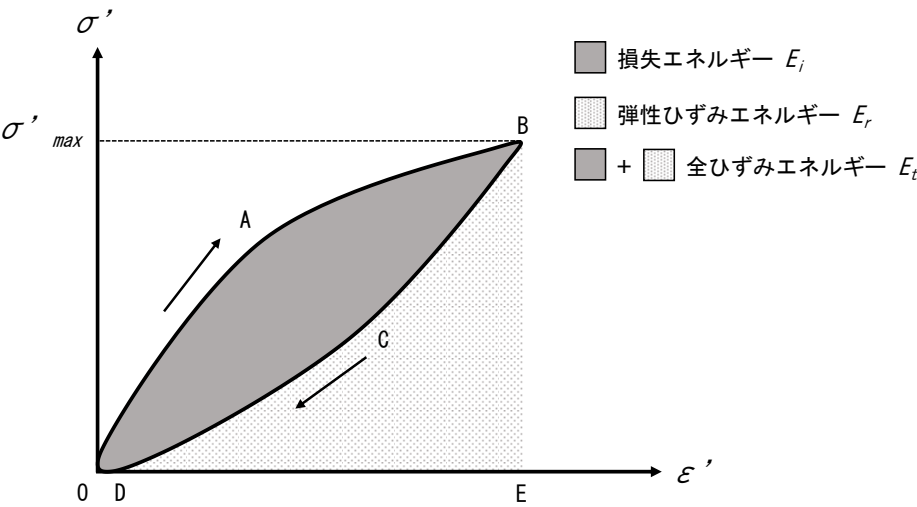


図 2-6 荷重と除荷のサイクルにおける圧縮応力-ひずみ曲線²⁻¹⁷⁾

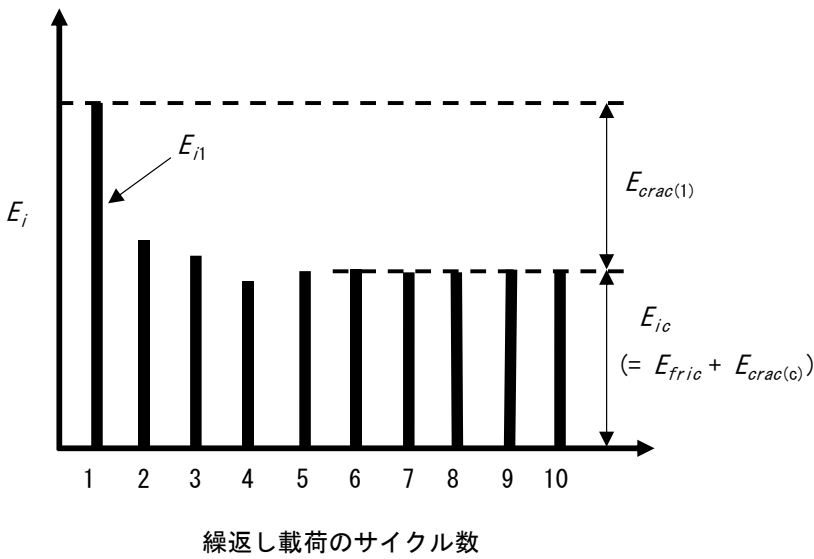


図 2-7 繰返し荷重に伴う損失エネルギー E_i の変化²⁻¹⁷⁾

圧縮繰返し载荷試験は、圧縮強度および静弾性係数試験の直後に実施した。各種コンクリートにおいて供試体を4本（上限応力比につき1本）ずつ用い、材齢28日と91日で測定した。毎回の試験前日に、供試体の両端面を平滑に研磨した。試験機には、耐圧試験機（容量：1000kN）を用いた。図2-8は、繰返し载荷（10サイクル）の概要である。なお、繰返し载荷は自動制御により行った。試験時の载荷速度は、JIS A 1108²⁻¹³の規定（ 0.6 ± 0.4 N/mm²/sec）に基づいて1.0 N/mm²/secに設定した。試験中、供試体と载荷治具の接地面が完全に離れることで供試体の位置にずれが生じないように、下限応力を0.3 N/mm²/secとした。

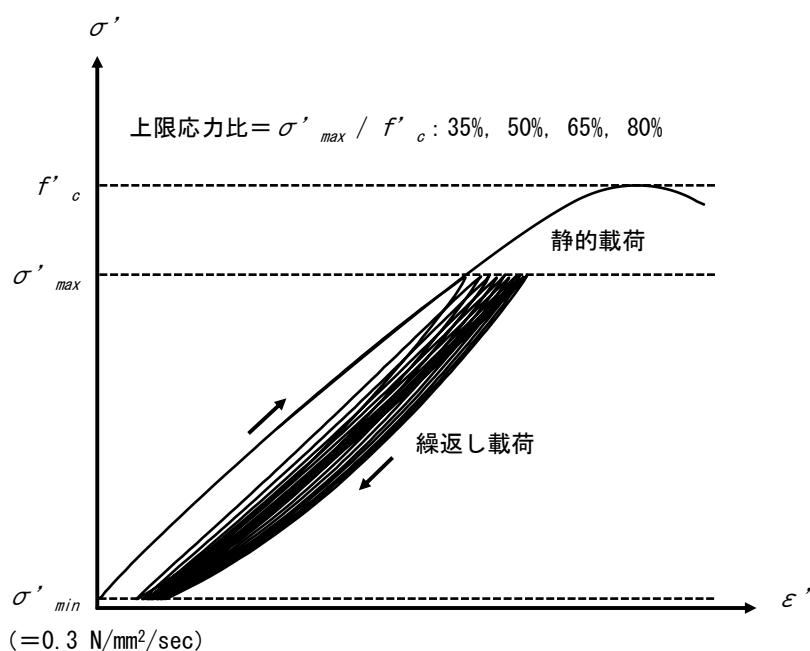


図2-8 繰返し载荷の概要

2.4 実験結果

2.4.1 圧縮強度および静弾性係数

材齢 28 日と 91 日における各種コンクリートの圧縮強度および静弾性係数を表 2-4 に整理した。いずれの材齢においても、BFS コンクリートの圧縮強度は N コンクリートと概ね同等以上となった。Ba コンクリートの圧縮強度がやや小さいが、これは BFS-a の吸水率が他の細骨材に比べ大きいことが一因として考えられる。通常、吸水率が高い骨材を用いた場合、コンクリートの圧縮強度は小さくなることが知られている^{2-19), 2-20), 2-21)}。BFS コンクリートの静弾性係数は、N コンクリートよりも大きくなった。また、材齢の経過に伴う圧縮強度および静弾性係数の増進率は、Bc コンクリートと N コンクリートが同等となり、Ba コンクリートおよび Bb コンクリートはそれらに比べ小さかった。

図 2-9 に材齢 28 日と 91 日における各種コンクリートの圧縮応力-ひずみ曲線を示す。各種コンクリートの圧縮応力-ひずみ曲線は、最知ら²⁻²²⁾の手法を参考に、3 本の供試体データを平均した。図より、BFS コンクリートは、同一レベルの圧縮応力で生じるひずみが N コンクリートよりも小さくなった。同様に、最大応力時のひずみは、BFS コンクリートが N コンクリートよりも小さくなった。すなわち、BFS コンクリートは圧縮変形に対する抵抗性が高い一方、N コンクリートよりも脆性的な破壊となる。

表 2-4 圧縮強度および静弾性係数の結果

コンクリート 種類	圧縮強度 f_c (N/mm ²)		静弾性係数 E_c (kN/mm ²)	
	28 日	91 日	28 日	91 日
Ba	66.4	74.8 (13%)	38.7	41.8 (8%)
Bb	70.0	81.4 (16%)	39.2	44.7 (14%)
Bc	79.0	88.9 (13%)	40.0	44.2 (11%)
N	68.1	79.3 (16%)	35.4	40.3 (14%)

() 内の値・・・増進率

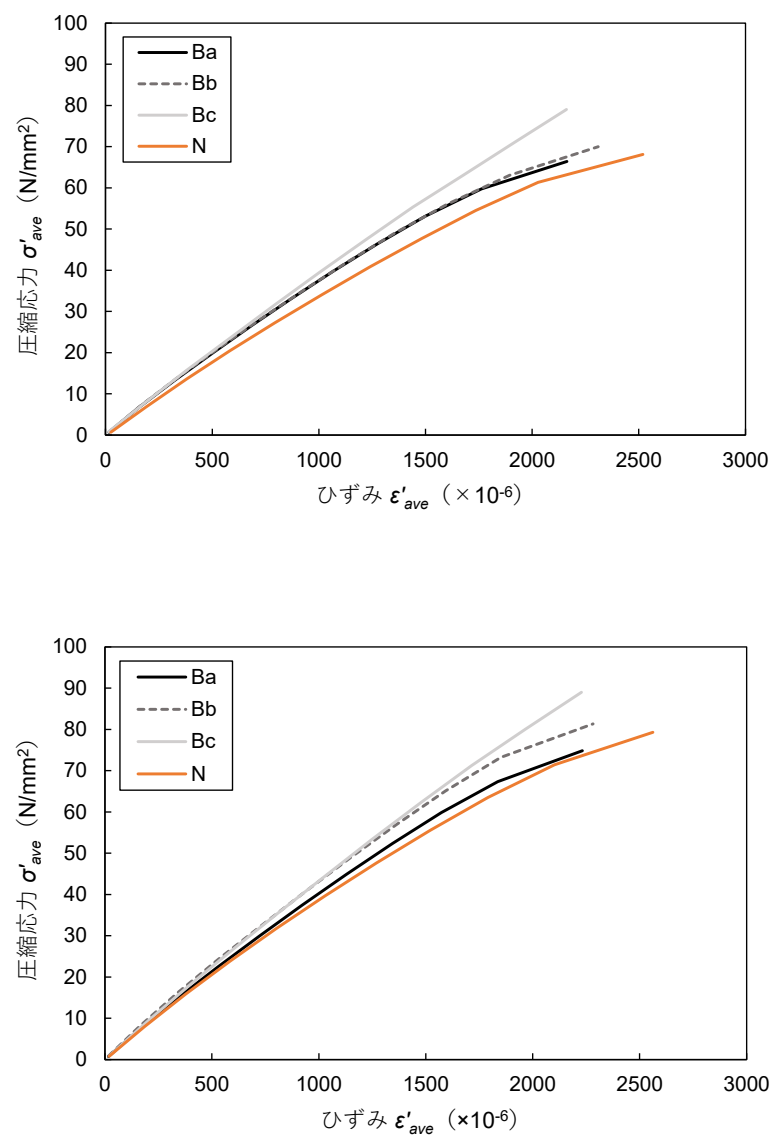


図 2-9 圧縮応力－ひずみ曲線（上：材齢 28 日，下：材齢 91 日）

図2-10は、材齢28日と91日における各種コンクリートの圧縮強度と静弾性係数の関係をプロットした結果である。同図には、土木学会が提案する以下の式(2-8)、式(2-9)、式(2-10)、式(2-11)²⁻¹⁵⁾をあわせて表記した。土木学会の規準式と比較すると、BFSコンクリートは圧縮強度に対する静弾性係数が大きいことがわかる。

$$E_c = \left(2.2 + \frac{f'_c - 18}{20}\right) \times 10^4 \quad (f'_c < 30 \text{ N/mm}^2) \quad (2-8)$$

$$E_c = \left(2.8 + \frac{f'_c - 30}{33}\right) \times 10^4 \quad (30 < f'_c < 40 \text{ N/mm}^2) \quad (2-9)$$

$$E_c = \left(3.1 + \frac{f'_c - 40}{50}\right) \times 10^4 \quad (40 < f'_c < 70 \text{ N/mm}^2) \quad (2-10)$$

$$E_c = \left(3.7 + \frac{f'_c - 70}{100}\right) \times 10^4 \quad (70 < f'_c < 80 \text{ N/mm}^2) \quad (2-11)$$

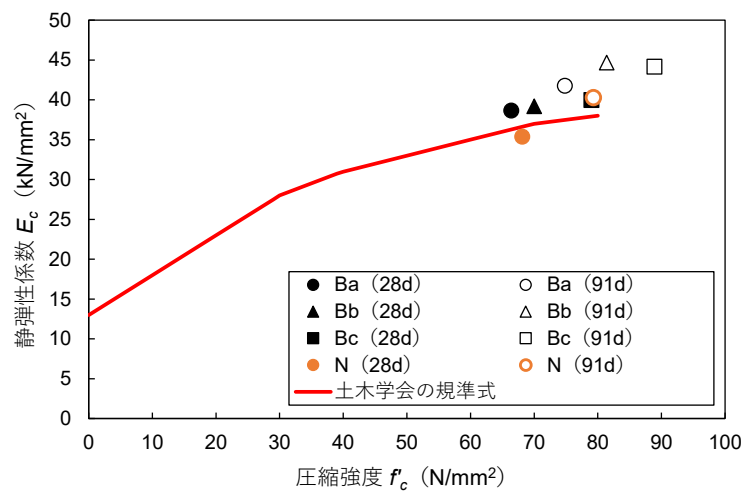


図2-10 圧縮強度と静弾性係数の関係（土木学会の規準式²⁻¹⁵⁾と比較）

2.4.2 破壊エネルギー

三点曲げ載荷試験により得られた材齢 28 日と 91 日における各種コンクリートの荷重－CMOD 曲線を図 2-11～図 2-14 に示す．図中の No. 1～No. 4 は，供試体 4 本のデータである．各種コンクリートの荷重－CMOD 曲線は，最大荷重を頂点に上に凸の山なりの形状をしている．全体の特徴として，荷重がピークに達するまで CMOD の変化は小さく，荷重が急激に減少してから 0 kN になる区間（軟化領域）において CMOD の変化が大きい．供試体が破断した時点（荷重が 0 kN の時点）の $CMOD_c$ は，コンクリートの種類や材齢の違いでばらつきが多少あるが，概して 1 mm～2 mm 程度の範囲となっている．BFS コンクリートの荷重－CMOD 曲線では，材齢 28 日に比べ材齢 91 日で，軟化領域に至る前の CMOD の変化が大きくなった（山の幅が広がった）．それに反して，N コンクリートの荷重－CMOD 曲線では，材齢 28 日に比べ材齢 91 日で，軟化領域に至る前の CMOD が小さくなった（山の幅が小さくなった）．

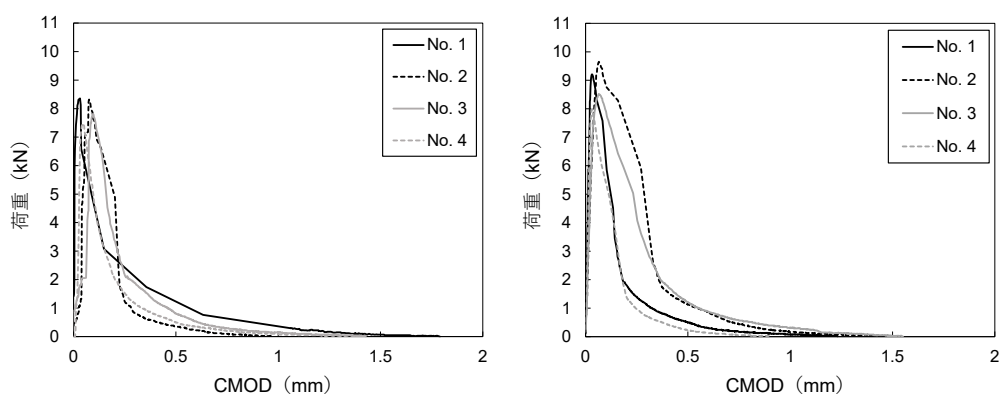


図 2-11 Ba コンクリートの荷重－CMOD 曲線（左：材齢 28 日，右：材齢 91 日）

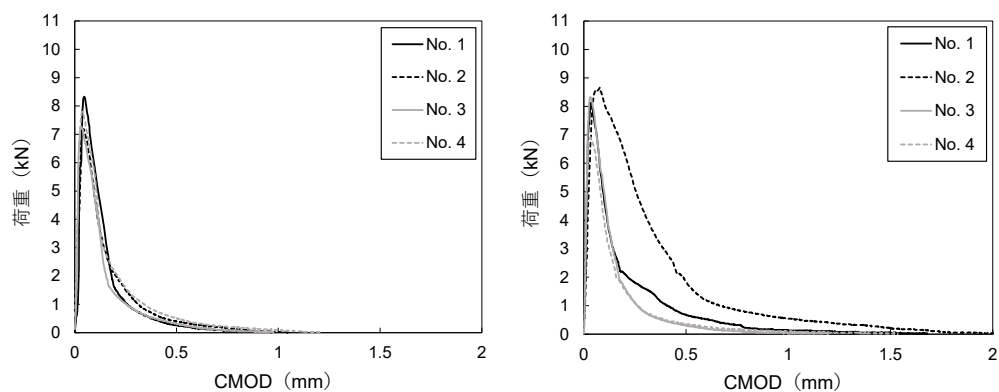


図 2-12 Bb コンクリートの荷重－CMOD 曲線（左：材齢 28 日，右：材齢 91 日）

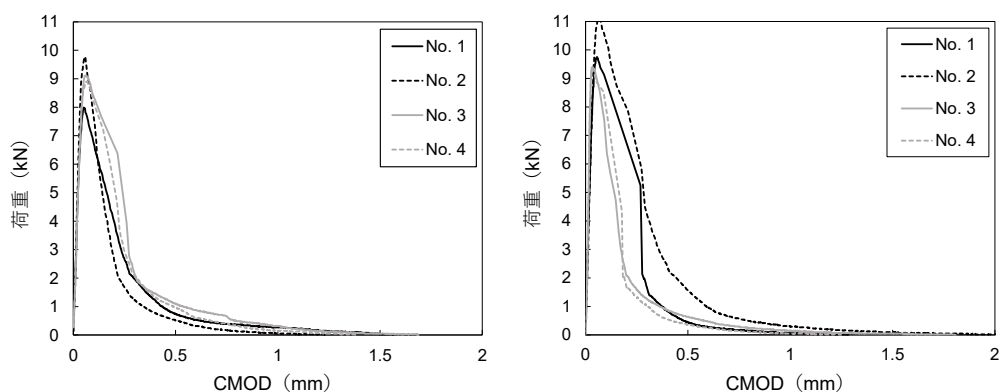


図 2-13 Bc コンクリートの荷重-CMOD 曲線（左：材齢 28 日，右：材齢 91 日）

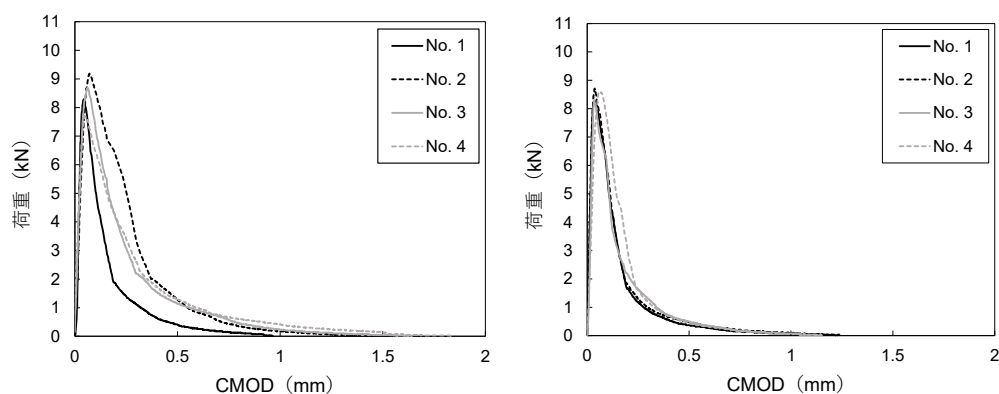


図 2-14 N コンクリートの荷重-CMOD 曲線（左：材齢 28 日，右：材齢 91 日）

図 2-15 に材齢 28 日と 91 日における各種コンクリートの破壊エネルギーを示す。材齢 28 日では、BFS コンクリートの中で Bc コンクリートの破壊エネルギーが最も大きく、N コンクリートの破壊エネルギーは Bc コンクリートに比肩する値であった。Ba コンクリートと Bb コンクリートの破壊エネルギーは、それらよりも小さくなった。材齢 91 日では、Ba コンクリートと Bb コンクリートの破壊エネルギーが増加し、Bc コンクリートの破壊エネルギーは微増した。一方、N コンクリートの破壊エネルギーは、材齢 28 日から大幅に減少した。結果として、Ba コンクリートおよび Bb コンクリートと N コンクリートの破壊エネルギーは材齢 28 日から材齢 91 日にかけて大小関係が逆転し、材齢 91 日では全ての BFS コンクリートの破壊エネルギーが N コンクリートよりも大きくなった。

BFS コンクリートの破壊エネルギーが材齢の経過により増加し、N コンクリートの破壊エネルギーが材齢の経過により減少したことは、図 2-11～図 2-14 の荷重-CMOD 曲線の変化と一致した。

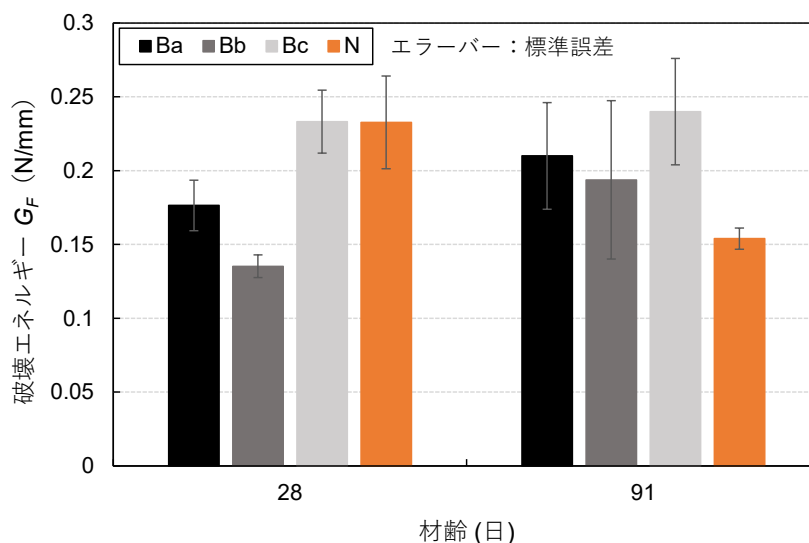


図 2-15 破壊エネルギーの比較

2.4.3 圧縮強度と破壊エネルギーの関係

図 2-16 は、材齢 28 日と 91 日における各種コンクリートの圧縮強度と破壊エネルギーの関係をプロットした結果である。2 つの値に明確な相関はないが、コンクリートの種類により異なる傾向がみられる。すなわち、BFS コンクリートは圧縮強度の増加とともに破壊エネルギーが増加しており、N コンクリートは圧縮強度の増加とともに破壊エネルギーが減少している。既往研究²⁻²³⁾によると、コンクリートの破壊エネルギーは圧縮強度 80 N/mm^2 を閾値に増加から減少に転じるとされている。本実験では、N コンクリートの破壊エネルギーが既往研究と同様に圧縮強度 80 N/mm^2 程度で減少した。一方、BFS コンクリートの破壊エネルギーは、Bb コンクリートと Bc コンクリートが圧縮強度 80 N/mm^2 を超えているにもかかわらず増加した。N コンクリートでは、材齢の経過によりセメントペーストの強度が骨材界面の強度を卓越し、ひび割れがセメントペーストに分散せずに骨材周辺に集中したことで、骨材貫通型の局所的な破壊が生じたと考えられる。一方、BFS コンクリートでは、材齢の経過により BFS の潜在水硬性が骨材界面の組織を緻密化し、ひび割れが骨材周辺よりもセメントペーストに分散したことで、圧縮強度 80 N/mm^2 以上の高強度範囲でも破壊エネルギーが維持された可能性が考えられる。

図 2-17 は、図 2-16 のデータを土木学会が提案する規準式 (2-2)²⁻¹⁵⁾と比較した結果である。図より、本実験により得られた各種コンクリートの破壊エネルギーと土木学会の式 ($d_{max}=20 \text{ mm}$) には大きく差がある。土木学会の規準式では、粗骨材の最大寸法 (d_{max}) が圧縮強度に対する破壊エネルギーのパラメータとなっているが、本実験の結果を踏まえると、破壊エネルギーに及ぼす影響は d_{max} 以外の要因も大きいことが示唆される。

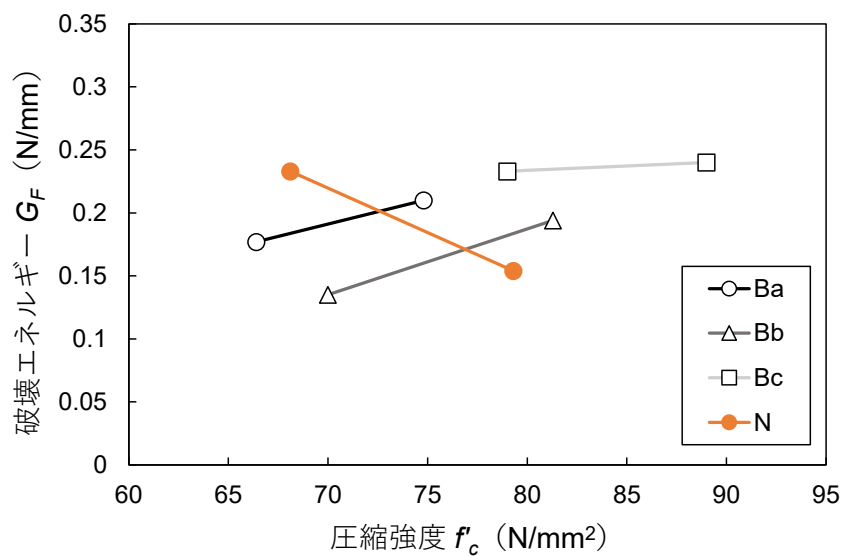


図 2-16 圧縮強度と破壊エネルギーの関係

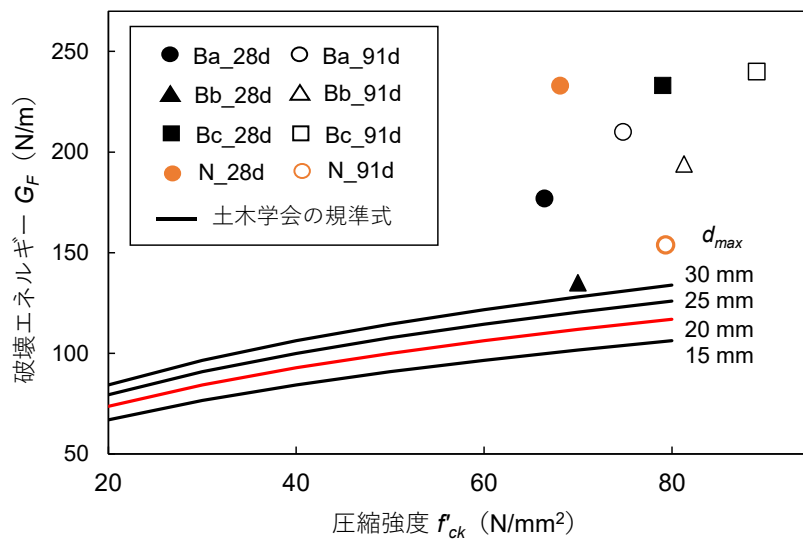


図 2-17 圧縮強度と破壊エネルギーの関係（土木学会の規準式と比較²⁻¹⁵⁾）

2.4.4 ひび割れ進展エネルギー

図 2-18 に上限応力比と全ひずみエネルギー E_t の関係を示す。コンクリートの種類や材齢にかかわらず、 E_t は上限応力比の増加とともに増加した。同一の上限応力比では、BFS コンクリートはN コンクリートよりも小さくなる傾向となった。図 2-19 で説明するように、BFS コンクリートの静弾性係数が大きく、同一の応力下で生じるひずみが小さいことから、BFS コンクリートはN コンクリートよりも E_t が小さくなったと考えられる。

図 2-20 に上限応力比と損失エネルギー E_{il} の関係を示す。コンクリートの種類や材齢にかかわらず、 E_{il} は上限応力比の増加とともに増加した。同一の上限応力比では、BFS コンクリートはN コンクリートよりも小さくなる傾向となった。また、図 2-21 は、上限応力比と E_t から E_{il} に変換される割合の関係である。コンクリートの種類や材齢にかかわらず、 E_{il}/E_t は上限応力比の増加とともに増加した。同一の応力下では、BFS コンクリートはN コンクリートよりも小さくなる傾向となった。すなわち、BFS コンクリートはN コンクリートよりもひび割れ進展や摩擦に消費されるエネルギーが小さく、ひずみ回復に用いられるエネルギーの割合が大きいことを表している。

図 2-22 は、上限応力比とひずみ回復率の関係である。ひずみ回復率は、1 サイクル目の最大ひずみと最大ひずみから 2 サイクル目の開始時点までに回復したひずみ（図 2-6 の ED/OE）の比率で算出している。コンクリートの種類や材齢にかかわらず、ひずみ回復率は上限応力比の増加とともに減少した。同一の上限応力比では、BFS コンクリートがN コンクリートよりも大きくなる傾向となった。これは、図 2-20 および図 2-21 と同様に、BFS コンクリートにおいてひずみ回復に用いられるエネルギーが大きいことを表している。

図 2-23 に上限応力比と E_{il} からひび割れ進展エネルギー $E_{crac(1)}$ に変換される割合を示す。コンクリートの種類や材齢にかかわらず、 $E_{crac(1)}/E_{il}$ は上限応力比の増加とともに減少した。同一の応力下では、BFS コンクリートはN コンクリートよりも大きくなる傾向となった。ここで、図 2-24 は、上限応力比と繰返し載荷による摩擦や微小なひび割れの伝搬に消費されるエネルギー E_{ic} の関係である。コンクリートの種類や材齢にかかわらず、 E_{ic} は上限応力比の増加とともに増加した。同一の応力下では、BFS コンクリートはN コンクリートよりも小さくなる傾向となった。これに関して、N コンクリートはBFS コンクリートよりもひび割れが多く形成され、その分だけひび割れ間の摩擦に消費されるエネルギーが大きいことが E_{ic} に反映されたと考えられる。したがって、図 2-23 の E_{il} から $E_{crac(1)}$ に変換される割合もBFS コンクリートと比べ相対的に小さくなったと推察する。

図 2-25 に上限応力比とひび割れ進展エネルギー $E_{crac(1)}$ の関係を示す。コンクリートの種類や材齢にかかわらず、 $E_{crac(1)}$ は上限応力比の増加とともに増加した。同一の応力下では、BFS コンクリートはN コンクリートよりも小さくなる傾向となった。その差は、材齢 91 日の上限応力比 80%で大きいことがわかる。すなわち、BFS コンクリートは長期材齢かつ高応力範囲においてN コンクリートよりもひび割れの形成と伝搬に消費されるエネルギーが小さいことが明らかとなった。

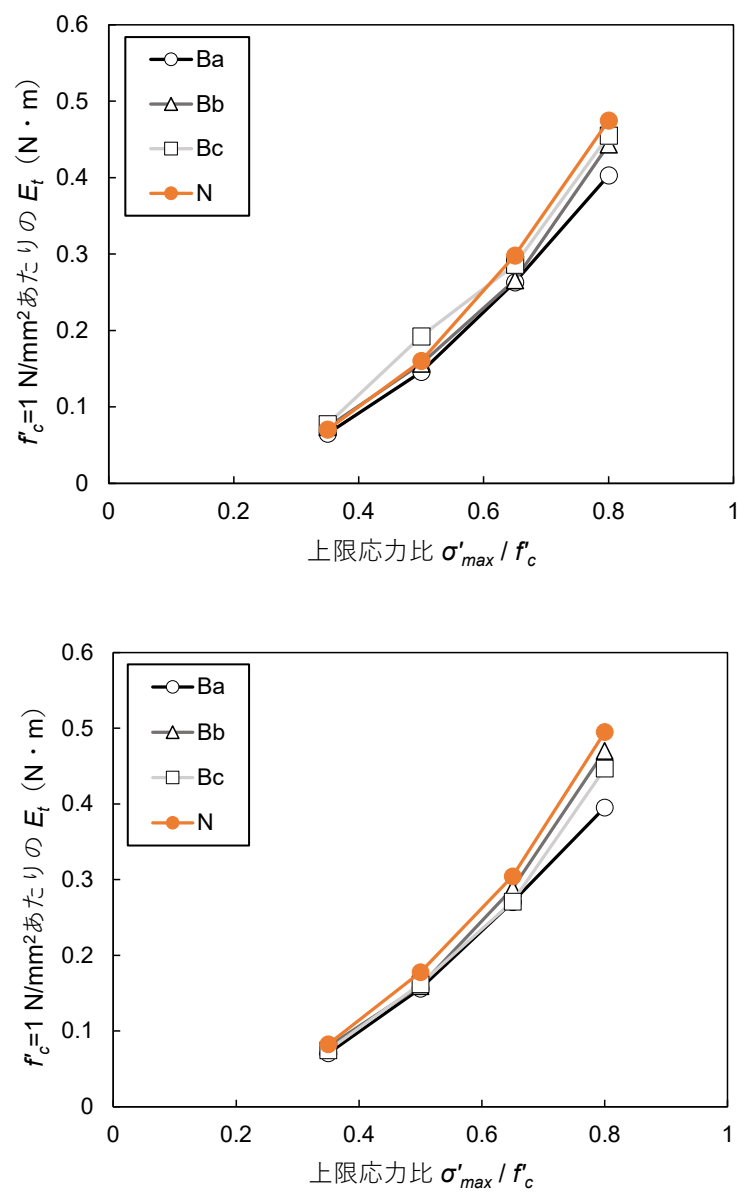


図 2-18 上限応力比と E_t の関係（上：材齢 28 日，下：材齢 91 日）

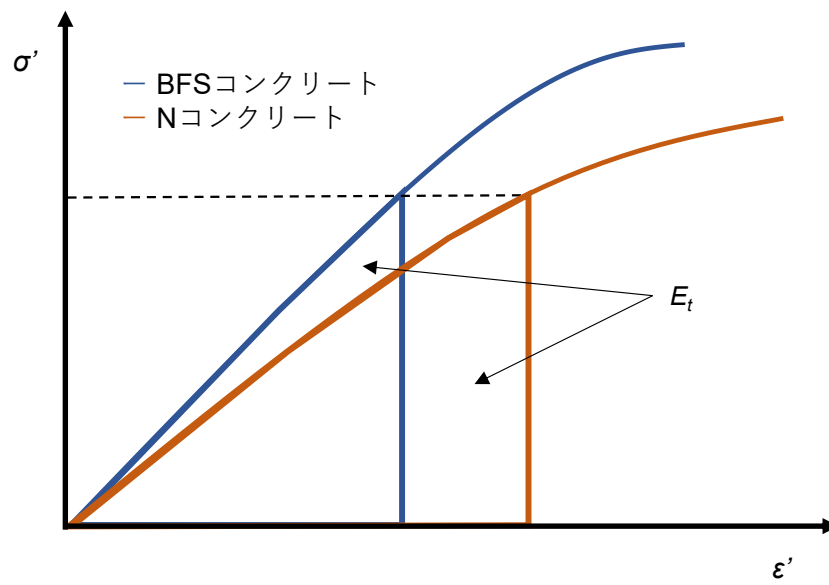


図 2-19 各種コンクリートにおける E_t の概念図

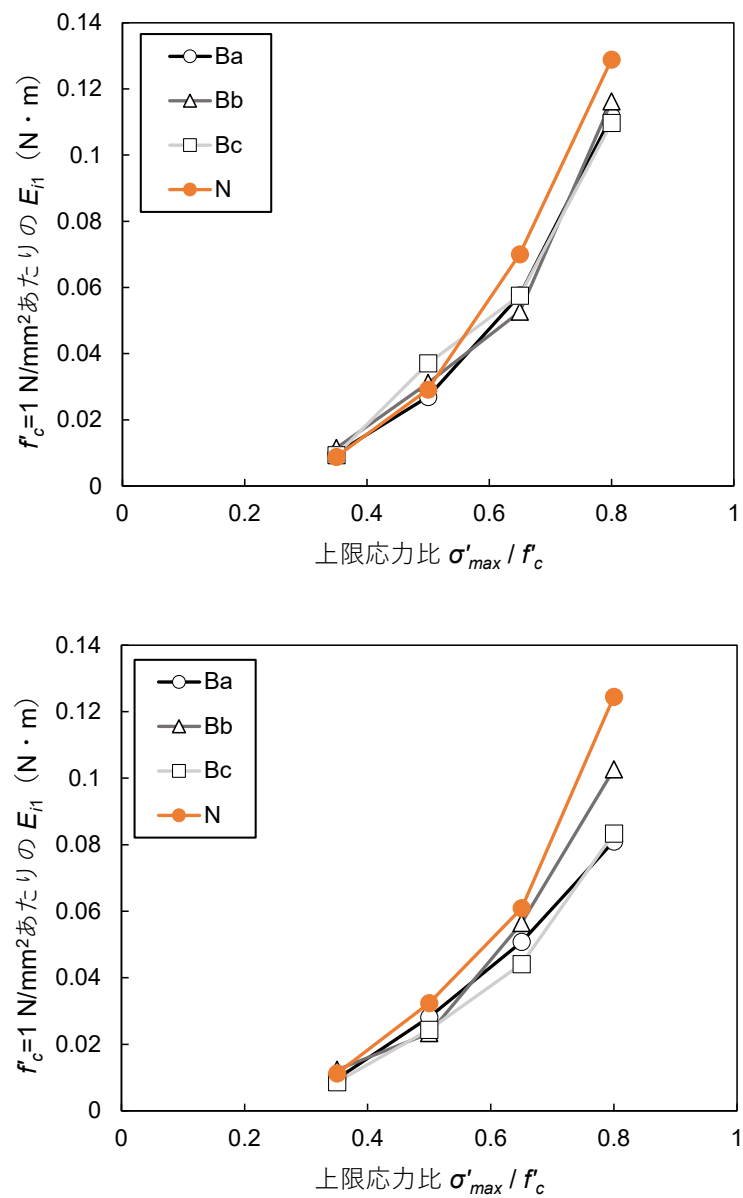


図2-20 上限応力比と E_t の関係（上：材齢28日，下：材齢91日）

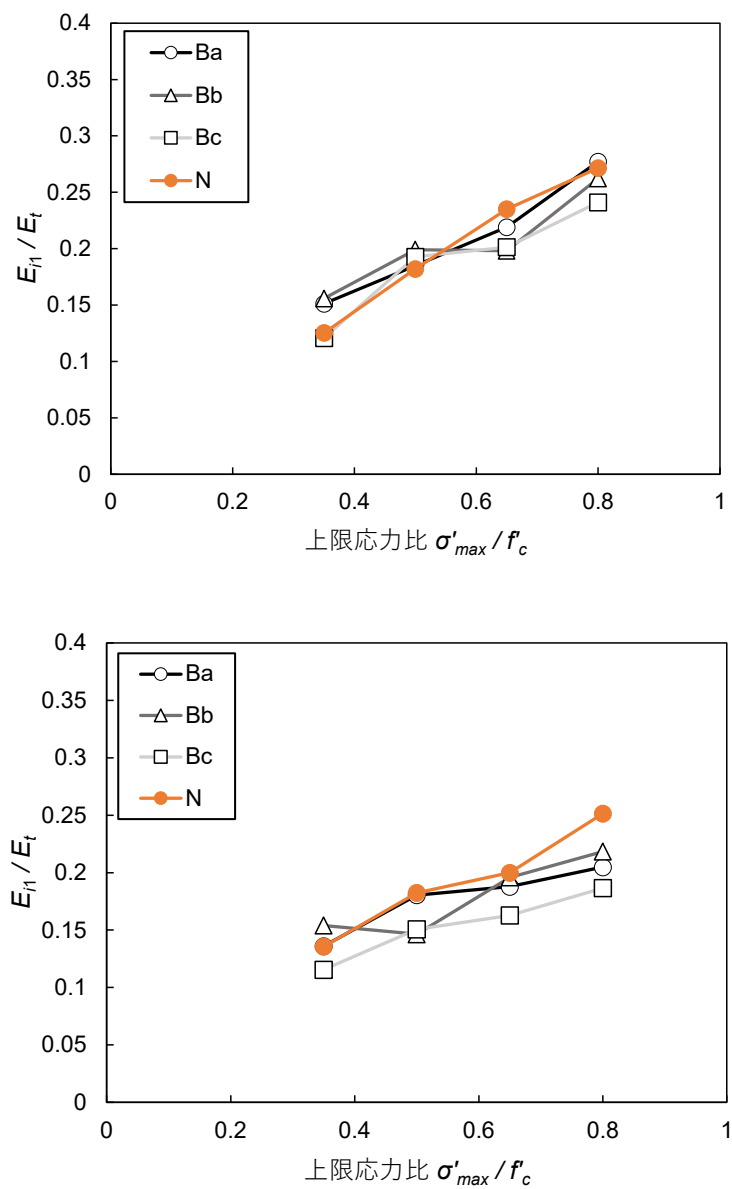


図 2-21 上限応力比と E_{r1}/E_t の関係 (上 : 材齢 28 日, 下 : 材齢 91 日)

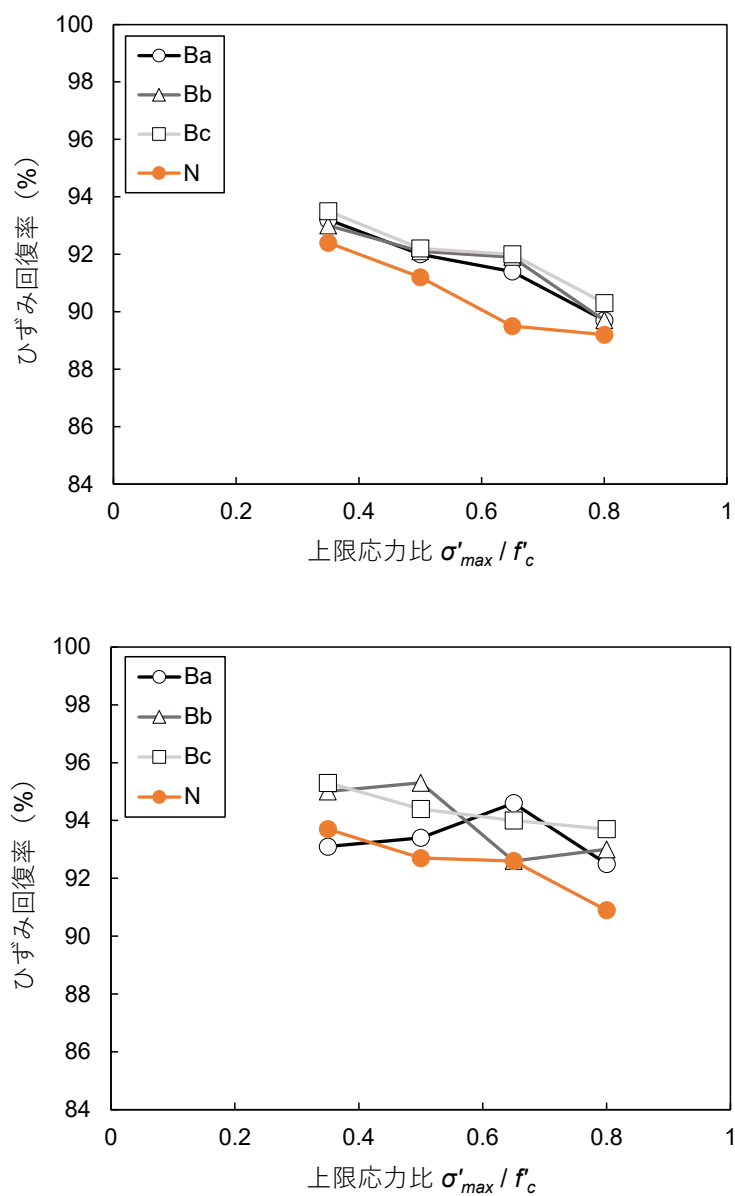


図 2-22 上限応力比とひずみ回復率の関係（上：材齢 28 日，下：材齢 91 日）

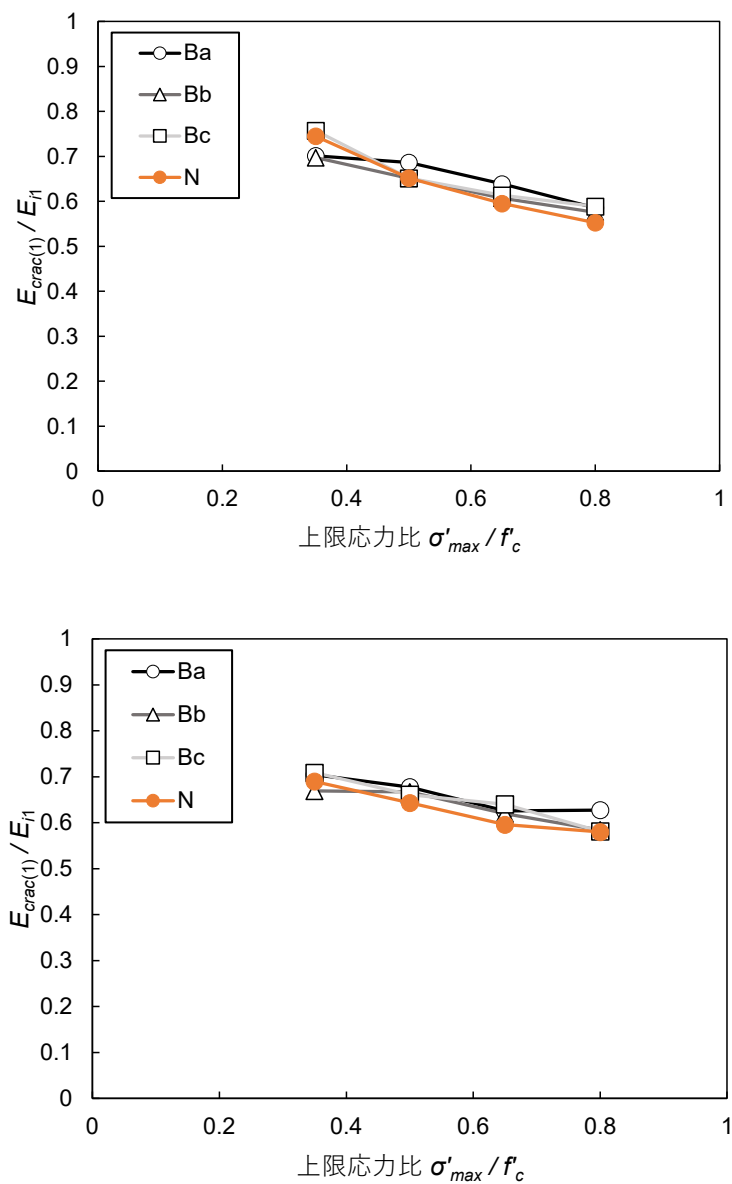


図 2-23 上限応力比と $E_{crac(1)} / E_{i1}$ の関係（上：材齢 28 日，下：材齢 91 日）

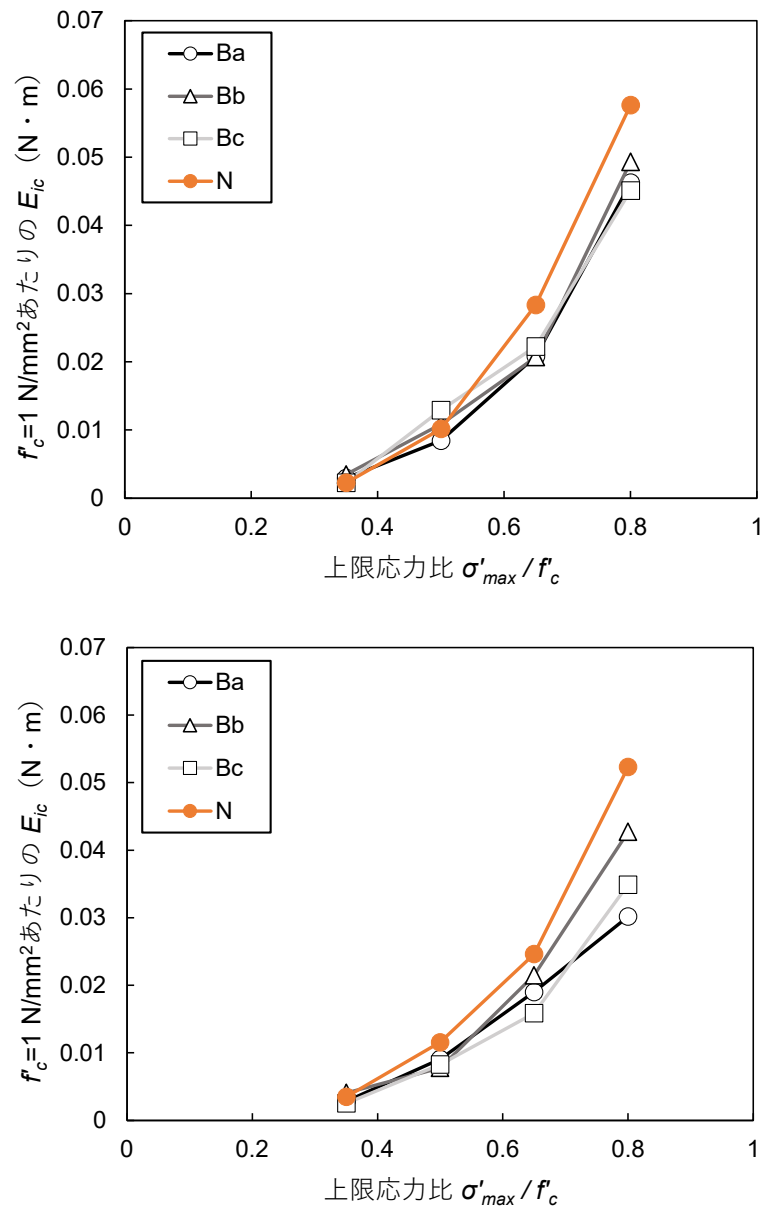


図 2-24 上限応力比と E_{ic} の関係（上：材齢 28 日，下：材齢 91 日）

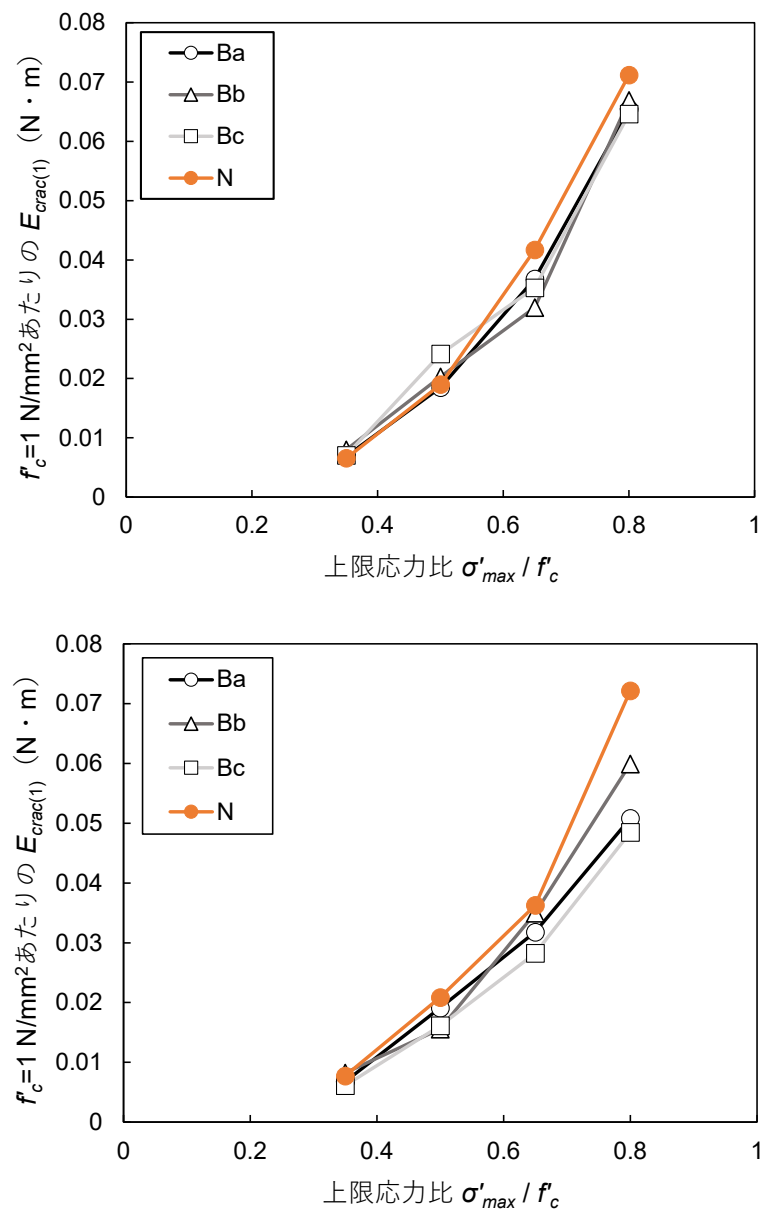


図2-25 上限応力比と $E_{crac(1)}$ の関係（上：材齢28日，下：材齢91日）

2.5 まとめ

本章では、BFS コンクリートのひび割れ抵抗性について調べることを目的とした。曲げ応力下の破壊エネルギーおよび圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーに着目し、圧縮強度試験、静弾性係数試験、三点曲げ載荷試験、圧縮繰返し載荷試験を実施した。以下に、得られた知見をまとめる。

- (1) BFS コンクリートの圧縮強度は天然山砂を用いた N コンクリートと同等以上であり、静弾性係数は N コンクリートよりも大きかった。既往研究^{2-7), 2-8)}と同様に、本実験でも BFS コンクリートの圧縮変形に対する抵抗性が高いことを確認した。また、応力-ひずみ曲線において、BFS コンクリートの最大ひずみは N コンクリートよりも小さく、BFS コンクリートが脆性的な破壊であることがわかった。
- (2) BFS コンクリートの破壊エネルギーについて、材齢 28 日では N コンクリートと同等以下であったが、材齢 91 日では N コンクリートよりも明確に大きくなった。圧縮強度と破壊エネルギーの関係において、BFS コンクリートは圧縮強度 80 N/mm^2 以上でも破壊エネルギーが増加したが、N コンクリートは圧縮強度 80 N/mm^2 程度で破壊エネルギーが減少した。これに関して、N コンクリートでは材齢の経過によりセメントペーストの強度が骨材界面の強度を卓越したことで骨材貫通型の破壊となったこと、BFS コンクリートでは材齢の経過により BFS の潜在水硬性が骨材界面の組織を緻密化したことで、セメントペースト分散型の破壊となったことが推察される。
- (3) BFS コンクリートのひび割れ進展エネルギーは、N コンクリートよりも小さくなる傾向となった。その差は、材齢 91 日の上限応力比 80%で顕著であった。このことから、BFS コンクリートは長期材齢かつ高応力下において N コンクリートよりもひび割れの形成と伝搬に消費されるエネルギーが小さいことがわかった。
- (4) 以上の結果より、BFS コンクリートは特に長期材齢のような高強度（高応力）範囲においてひび割れ抵抗性に優れることが明らかとなった。

第2章の参考文献

- 2-1) R. Hashimoto, K. Onoue: Crack resistance under compressive strength of concrete made using granulated blast-furnace slag sand, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol. 21, pp. 17-24, 2023
- 2-2) R. Hashimoto, K. Onoue: Crack resistance of concrete using granulated blast-furnace slag sand under flexural stress, *Proceedings of the 21st International Conference on Building Materials (ibausil)*, Weimar (Germany), 2023
- 2-3) 橋本涼太, 尾上幸造: 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの曲げ応力下におけるひび割れ抵抗性に関する研究, 第76回セメント技術大会, 2022
- 2-4) 二羽淳一郎, 松尾豊史, 岡本享久, 田邊忠顕: セメントの種類とコンクリートの破壊力学特性値に関する実験的研究, 土木学会論文集, No. 550, V-33, pp. 43-52, 1996
- 2-5) 佐藤あゆみ, 山田寛次, 石山智: 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの打継ぎ界面の力学特性値と破面特徴量との関係, 日本コンクリート工学協会年次論文報告集, Vol. 32, No. 2, pp. 55-60, 2010
- 2-6) 佐藤あゆみ, 山田寛次, 石山智: 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの打継ぎ界面の力学特性値向上に関する断面解析的考察, セメント・コンクリート論文集, No. 64, pp. 272-279, 2010
- 2-7) 堤亮祐, 尾上幸造, 友田祐一, 柳之内浩: 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの曲げ・圧縮応力下におけるひび割れ進展に関するエネルギー的検討, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 1, pp. 105-110, 2018
- 2-8) Onoue K: Energy consumption characteristics of concrete using granulated blast-furnace slag sand related to nucleation and propagation of microcracks, *Construction and Building Materials*, Vol. 218, pp. 404-412, 2019
- 2-9) JIS A 5011-1 「コンクリート用スラグ骨材ー第1部: 高炉スラグ細骨材」, 2018

第2章 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートのひび割れ抵抗性

- 2-10) JIS A 5011「道路用碎石」, 2008
- 2-11) JIS A 6206「コンクリート用高炉スラグ微粉末」, 2017
- 2-12) 公益財団法人 土木学会コンクリート委員会:高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート製品の設計・製造・施工指針(案), コンクリートライブラリー, 第155号, 2019
- 2-13) JIS A 1108「コンクリートの圧縮強度試験方法」, 2018
- 2-14) JIS A 1179「コンクリートの静弾性係数試験方法」, 2017
- 2-15) 公益社団法人 土木学会 コンクリート委員会:コンクリート標準示方書(設計編), 2017
- 2-16) JCI-S-001「切欠きはりを用いたコンクリートの破壊エネルギー試験方法」, 2003
- 2-17) 岡田清, 小柳治, 六郷恵哲:含水量の異なるコンクリートの圧縮破壊過程に関するエネルギー的観察, 土木学会論文報告集, No. 248, pp. 129-136, 1976
- 2-18) 尾上幸造, 松下博道:液体浸漬によるコンクリートの圧縮疲労強度低下に関するエネルギー的考察, 土木学会論文集 E, Vol. 66, No. 2, pp. 166-178, 2010
- 2-19) 友沢史紀:骨材について(2), コンクリート工学, Vol. 16, No. 9, pp. 115-123, 1978
- 2-20) 船橋康史, 麓隆行, 山田優:再生骨材の吸水量がコンクリートの強度に及ぼす影響, 土木学会第57回年次学術講演会, V-223, pp. 445-446, 2002
- 2-21) 湯屋蓮, 松田信広, 杉山知己, 伊代田岳史:低品質再生骨材を用いたモルタルの強度や耐久性向上方法の検討, コンクリート工学年次論文集, Vol. 43, No. 1, pp. 965-970, 2021
- 2-22) 最知正芳, 四戸英男:応力度-ひずみ度平均曲線によるコンクリートのダメージ評価, コンクリート工学論文集, Vol. 10, No. 2, pp. 73-82, 1995
- 2-23) 松元香保里, 藤田学, 高木康宏, 河上浩司:高強度コンクリートの材料特性および

破壊エネルギーに関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 24, No. 2, pp. 739-744, 2002

第 3 章

高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの
遅延エトリンガイト生成（DEF）による
膨張劣化に対する抵抗性

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

3.1 緒言

遅延エトリンサイト生成（DEF）は、コンクリート中の内在硫酸塩を起因とするコンクリートの膨張劣化の一つである。DEF が発生すると、コンクリートの外観に網目状のひび割れが特徴として顕れる（写真 3-1）³⁻¹⁾。DEF に関する研究は主に欧米諸国を中心に進められてきた^{3-2), 3-3), 3-4)}が、近年では、我が国のコンクリート構造物でも DEF による劣化現象が疑われる事例が報告^{3-5), 3-6)}されている。そのため、JCI（日本コンクリート工学会）は 2016 年に改訂した「マスコンクリートのひび割れ制御指針」³⁻⁷⁾に DEF の項目を新たに追加し、2017～2018 年度には「DEF に関する研究委員会」を設けた。こうした経緯のもと、DEF の問題が注目されるようになってきている^{3-8), 3-9)}。

DEF の生起条件は、「材料に過剰な硫酸塩が含まれていること」、「コンクリートが硬化過程で高温作用を受けること」、「長期の継続的な水分供給があること」の 3 つの状況が重なった場合とされている³⁻¹⁰⁾。したがって、製造工程において高温蒸気養生が施されるプレキャストコンクリート（PCa）製品や大規模なマスコンクリートで DEF の危険性が高いことが指摘されている。特に、PCa 製品は今後の利用拡大が見込まれることから、DEF のリスクポテンシャルを十分に把握しておくことが重要である。一方、高炉スラグ細骨材（BFS）は PCa 製品の材料として用いられることが想定されるため、DEF に対する BFS の影響を調べることは有意義である。

本章では、BFS を用いたモルタル（BFS モルタル）の DEF 抵抗性について明らかにすることを目的とした。DEF 促進条件下（過剰な硫酸塩・練混ぜ後の高温養生・硬化後の水中養生）で作製した BFS モルタルの DEF による膨張挙動および強度への影響を調べた。長さ変化試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施し、さらに材齢 180 日におけるモルタル内部の SEM 観察ならびに XRD 分析を行った。

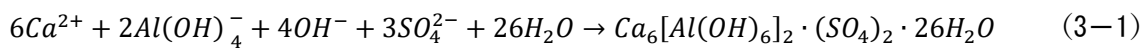


写真 3-1 DEF が発生したコンクリートのひび割れ³⁻¹⁾

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成(DEF)による膨張劣化に対する抵抗性

3.2 先行研究

DEFの発生メカニズム^{3-9), 3-11), 3-12), 3-13), 3-14)}は次のように説明されている。コンクリートが硬化過程で65~70℃以上の高温作用を受けると、セメントの水和反応で生成されたエトリンサイト($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 32\text{H}_2\text{O}$)がイオンに分解する。エトリンサイトから分解したイオンは、コンクリートを構成する主要なセメント水和物であるC-S-Hに取り込まれる。硬化後、コンクリートの温度が下がると、C-S-Hに取り込まれていたイオンが放出し、イオンがモノサルフェート層と反応することで、遅延エトリンサイトが再生成される。なお、遅延エトリンサイトの再生成は下記の式(3-1)³⁻⁴⁾で表される。



DEFの膨張メカニズムとして「結晶成長圧説」^{3-15), 3-16)}と「ペースト膨張説」^{3-4), 3-14)}の2つの説が提唱されている。「結晶成長圧説」は、遅延エトリンサイトが骨材界面の空隙に再生成し、それが結晶化しながら周囲のペースト部に膨張圧を与えることで、コンクリートが膨張するという説である。「ペースト膨張説」は、遅延エトリンサイトがペースト部の微細な空隙に再生成し、ペーストが均一に膨張していくことで、コンクリートが膨張するという説である。これらのDEFの膨張メカニズムに関しては、現在でも決定的な根拠が示されておらず、研究者によって見解が異なる^{3-2), 3-17), 3-18), 3-19)}。

DEFが診断されたコンクリート構造物では、DEFと類似の劣化現象であるアルカリ骨材反応(ASR)が同時に確認されるケースが多い^{3-20), 3-21), 3-22)}。いわゆるDEFとASRの複合劣化であるが、どちらが先行して発生するかについては様々な議論が起こっている^{3-22), 3-23), 3-24), 3-25)}。しかし、いずれの議論もDEFとASRが相互に化学的作用を及ぼしている^{3-26), 3-27), 3-28), 3-29), 3-30)}との認識は一致し、DEFとASRの両者が密接に影響しながらコンクリートに劣化現象として顕在化するということは明確である。

山崎ら³⁻³¹⁾は、空気量の異なるモルタルおよびコンクリートについてDEFの膨張挙動を検討した。その結果、空気量の多いモルタルおよびコンクリートほど早期に膨張し、また、モルタルに比べて空気量が多いコンクリートの方が早期に膨張したことを報告している。

久我ら³⁻³²⁾は、高炉セメントC種クラスの高炉スラグ高含有セメントを用いたモルタルについてDEFの膨張挙動を検討した。その結果、高炉スラグ高含有セメントを用いたモルタルでは骨材界面に緻密な組織が形成されたことで、DEFによる膨張が小さくなったことを報告している。

池田ら³⁻³³⁾は、白色ポルトランドセメントに高炉スラグ微粉末(GGBS)とフライアッシュ(FA)を置換したコンクリートのDEFの膨張挙動を検討した。その結果、GGBSを置換した場合はGGBSに由来する潜在水硬性により、FAを置換した場合はFAに由来するポゾラン反応により、コンクリート内部にカルシウムアルミネート系の水和物が生成されるこ

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

とで、遅延エトリンサイトが生成されにくくなることを報告している。

澁谷ら³⁻³⁴⁾は、高炉徐冷スラグ細骨材を用いたモルタルについて DEF の膨張挙動を検討した。その結果、高炉徐冷スラグ細骨材を用いたモルタルは標準砂を用いたモルタルに比べて大幅な膨張が生じなかったことを報告している。

羽原ら³⁻³⁵⁾は、BFS を用いたモルタルについて DEF の膨張挙動を検討した。その結果、BFS の混合比率が低い場合は材齢の経過に伴いモルタルが膨張し、BFS の混合比率が高い場合は材齢が経過しても膨張が認められなかったことを報告している。

上記に述べた先行研究より、DEF の発生メカニズムおよび膨張メカニズムの観点においてコンクリート内部の空隙が DEF の起点となっていることがわかる。これに関して、BFS の潜在水硬性によりコンクリート内部の組織が緻密化された場合、DEF のリスクを軽減できることが考えられる。また、DEF が ASR と併発するケースが多い点を鑑みると、ASR に対して高い抵抗性をもつ BFS が DEF に対しても有効である可能性が示唆される。実際、先行研究^{3-32), 3-33), 3-34), 3-35)}では、高炉スラグ系の材料 (GGBS, 高炉徐冷スラグ細骨材, BFS) を用いたモルタルやコンクリートで DEF の膨張が小さくなるというデータが示されている。一方、BFS モルタルや BFS コンクリートを対象に DEF の影響について検討された研究は過去に少ないことから、既にいくつかの先行研究で報告されている膨張挙動に加えて、各種強度やエトリンサイトの生成状況について調べた。

3.3 実験概要

3.3.1 使用材料

本実験で使用した材料および各種物性は表 3-1 の通りである。セメントには、普通ポルトランドセメントを用いた。混和材には、GGBS を用いた。GGBS をセメントに置換する場合、モルタルの配合における結合材の SO_3 量を統一するために無水石膏 (CaSO_4) を少量添加した。細骨材には、JISA 5011-1³⁻³⁶⁾の区分における 5 mm 高炉スラグ細骨材および比較用として天然山砂をそれぞれ用いた。細骨材の粒度分布を図 3-1 に示す。また、DEF を促進するための過剰な硫酸塩として、コンクリートの異常現象をよく再現するとされる³⁻³⁷⁾硫酸カリウム (K_2SO_4) を用いた。

図 3-2 は、BFS の XRD 分析を行った結果である。同図より、BFS の回折チャートにおいてガラス質の特徴であるブロードなピークが確認された。

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンライト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

表 3-1 使用材料および各種物性

材料	物性
普通ポルトランドセメント	密度：3.15 g/cm ³ ，比表面積：3310 cm ² /g
GGBS	密度：2.91 g/cm ³ ，比表面積：4060 cm ² /g
硫酸塩（CaSO ₄ ）	無水石膏
BFS	表乾密度：2.77 g/cm ³ ，吸水率：0.47%， 実積率：61.4%，粗粒率：2.46
天然山砂	表乾密度：2.55 g/cm ³ ，吸水率：2.60%， 実積率：60.4%，粗粒率：2.27
硫酸塩（K ₂ SO ₄ ）	硫酸カリウム

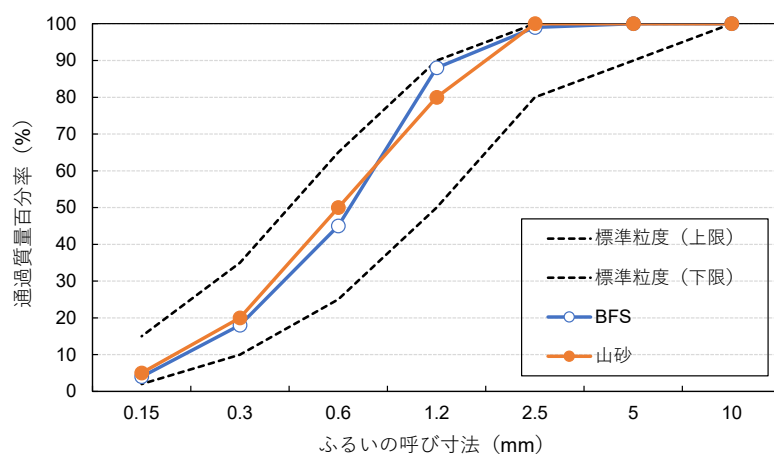


図 3-1 細骨材の粒度分布

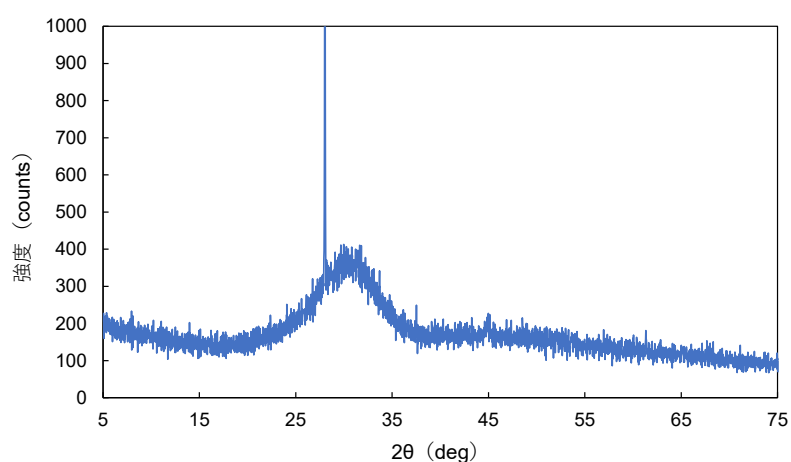


図 3-2 BFS の XRD 結果

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

3.3.2 モルタルの配合

本実験で検討したモルタルの配合は表 3-2 の通りである。本実験では、細骨材および結合材の違いにより計 4 種類のモルタルを作製した。水結合材比 (W/B) は、一般的な配合に基づいて 50% に設定した。BFS モルタルのうち一つには、結合材 (質量) に対して GGBS を 50% 置換した。K₂SO₄ の添加は、結合材 (質量) に対して SO₃ 量が 4% となるように調整した。天然山砂を用いたモルタル (山砂モルタル) のうち一つには、K₂SO₄ を添加せず、これを標準条件のモルタルとした。混和剤には、増粘剤一液型の高性能 AE 減水剤 (SP) を用いた。各種モルタルの 15 打フローの実測値は、203~243 mm であった。なお、No. 1, No. 2, No. 3 および No. 4 に関して、以降は「山砂モルタル (促進なし)」、「山砂モルタル (促進あり)」、「BFS モルタル (促進あり)」、「BFS モルタル + GGBS50% (促進あり)」と称する。

表 3-2 モルタルの配合

No.	細骨材 種類	W/B (%)	GGBS 置換率 (%)	SO ₃ 置換率 (%)	1 バッチ当たりの使用量 (g)						SP (×B%)
					W	B			S	K ₂ SO ₄	
						C	GGBS	CaSO ₄			
1	山砂	50	0	0	330	660	-	-	990	0	0
2				4			-	-		57.4	2.2
3	BFS						-	-			2.1
4			50			330	316.4	13.6			1.5

3.3.3 供試体の作製

モルタルの練混ぜにはホーバー型モルタルミキサを使用し、図 3-3 の手順で行った。モルタルの材料は、セメント、SP 入りの水、細骨材、K₂SO₄ の順序で投入した。事前に試練りを実施した際、K₂SO₄ を投入した直後にモルタルが瞬結する現象³⁻³⁸⁾がみられたため、K₂SO₄ は後半 (図 3-3 における 180~240 秒の練混ぜ時) に投入することとした。

各種試験に用いる供試体は、鋼製三連型枠により 40 mm×40 mm×160 mm の角柱を作製した。長さ変化試験に用いる供試体の型枠には、あらかじめ両端にゲージプラグを設置した。長さ変化試験に用いる供試体はゲージプラグに触れないように突き棒 (丸鋼) で突固めを行い、曲げ強度および強度試験に用いる供試体はテーブルバイブレータで締固めを行った。打設面を均した後、上からガラス板で押さえ込んだ。

3.3.4 供試体の養生

モルタルの打設後、一次養生として高温養生を行った。高温養生には、温度変化をプログラム制御できる恒温恒湿試験機を用いた。Famy³⁻¹⁴⁾は、高温養生の前置き時間が短い場合も長い場合も DEF の膨張が小さくなる傾向にあることを指摘し、その上で DEF の膨張が最大

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンナイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

となる前置き時間は4時間が適切としている。また、高温に暴露する時間が6時間以下ではエトリンナイトの分解が不十分であり、6～12時間とすることでDEFの膨張が大きくなるとしている。これを参考に、本実験では図3-4のように温度プログラムを設定し、高温養生における前置き時間を4時間、高温に暴露する時間を12時間とした。なお、最大温度は90℃とした。高温養生の終了後、供試体が常温に戻るまで2時間ほど静置してから供試体を脱型した。

測定期間中は、二次養生として気温20℃の室内にて水中養生を行った。環境のばらつきを防ぐために、すべての供試体を1つのコンテナ容器で管理した。また、コンテナ容器の底面と供試体の表面との摩擦を考慮し、コンテナ容器の中に丸鋼を入れ、その上に供試体を置くようにした。

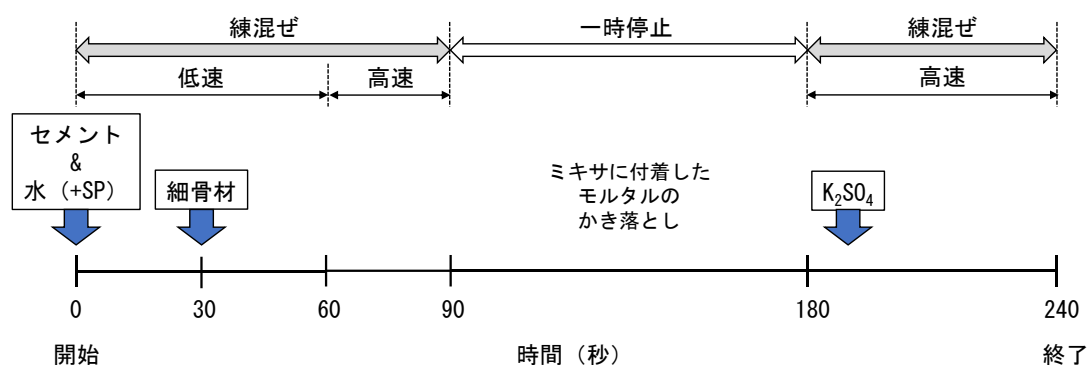


図3-3 モルタルの練混ぜ方法

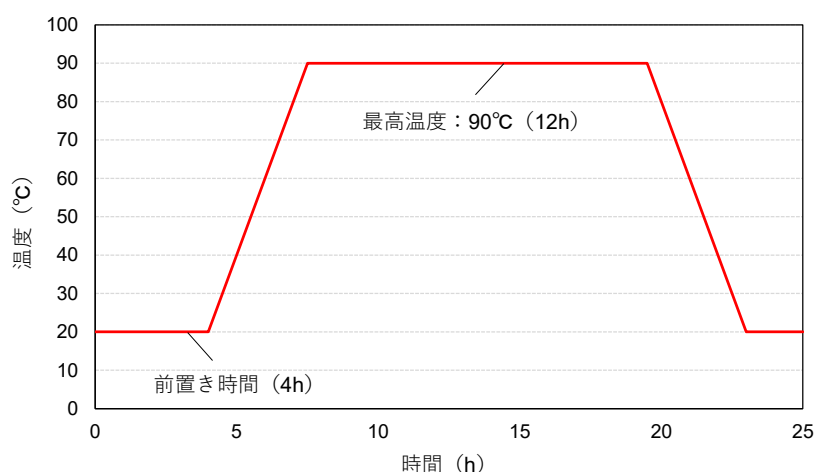


図3-4 高温養生の温度プログラム

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンガイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

3.3.5 長さ変化試験

長さ変化試験は、JIS A 1129-3³⁻³⁹)に準拠して実施した。各種モルタルにおいて供試体を3本ずつ用いた。モルタルの打設前に、あらかじめ型枠の両端に設置したゲージプラグ間の長さ（基長）を測定した。モルタルの脱型後に、供試体の初期値を測定した。その後、水中養生にて管理された供試体について材齢 180 日まで定期的に測定し、各種モルタルの経時的な膨張挙動を記録した。なお、長さ変化の測定と並行して質量変化の測定も行った。測定の際には、供試体の水分やゲージプラグに付着しているものを丁寧に拭き取った。

3.3.6 曲げおよび圧縮強度試験

曲げおよび圧縮強度試験は、JIS R 5201³⁻⁴⁰)に準拠して実施した。各種モルタルにおいて供試体を3本ずつ用い、材齢 28 日と 91 日で測定した。試験時の載荷速度は、JIS R 5201³⁻⁴⁰)の規定（曲げ強度試験： 0.05 ± 0.01 kN/sec, 圧縮強度試験： 2.4 ± 0.2 kN/sec）に基づいて曲げ強度試験では 0.05 kN/sec, 圧縮強度試験では 2.4 kN/sec に設定した。

3.3.7 SEM 観察の方法

材齢 180 日が経過した各種モルタルについてモルタル内部の SEM 観察を実施した。長さ変化試験に用いた供試体（代表的なものを一つ選定）中央の断面から 20 mm×20 mm×10 mm の寸法でカットしたものをサンプル（写真 3-2）とした。SEM 観察を行う前日に、サンプルの表面を研磨し、それを 24 時間ほど脱水処理した。

3.3.8 XRD 分析の方法

材齢 180 日が経過した各種モルタルについて XRD 分析を実施した。SEM 観察のサンプルをカットしたものと同一の供試体を細かく砕いて粉末状にしたものをサンプルとした。サンプルを作製する際には、まず供試体を粗く粉碎してからドライヤーで十分に乾燥させ、それを微粉碎した。



写真 3-2 SEM 観察に用いたサンプル

3.4 実験結果

3.4.1 長さ変化および質量変化

図3-5は、各種モルタルの長さ変化の結果である。山砂モルタル（促進なし）では測定期間において大きな変化はみられなかったが、山砂モルタル（促進あり）では材齢50日を経過した辺りから膨張が始まった。その後も材齢の経過に伴い著しく膨張し、最終的に3.5%以上にまで達した。一方、BFSモルタル（促進あり）およびBFSモルタル+GGBS50%（促進あり）では山砂（促進なし）と同様に測定期間において大きな変化はみられなかった。このことから、BFSを用いることでDEFによる膨張を大幅に抑制できることがわかった。

図3-6は、各種モルタルの質量変化の結果である。測定開始直後の質量増加に着目すると、DEF促進の有無により傾向の違いがみられる。すなわち、山砂モルタル（促進なし）のみ質量増加が2%を超えているが、山砂モルタル（促進あり）、BFSモルタル（促進あり）およびBFSモルタル+GGBS50%（促進あり）の質量増加は2%より小さかった。これに関して、DEF促進条件下のモルタルでは過剰な硫酸塩の存在が正常なセメントの水和反応を阻害し、他のセメント水和物が生成されにくい環境となったことが推察される。一方、その後の経時変化をみると、図3-5で著しい膨張が確認された山砂モルタル（促進あり）の質量が材齢80日を経過した辺りから急激に増大した。それに対し、山砂モルタル（促進なし）、BFSモルタル（促進あり）およびBFSモルタル+GGBS50%（促進あり）の質量変化はほぼ横ばいであった。このことから、BFSを用いることでDEFによる質量増加を大幅に抑制できることがわかった。ただし、山砂モルタル（促進あり）の質量が膨張に遅れて増加している点は、DEFによる質量増加の要因が必ずしも膨張に関与する遅延エトリンナイトのみではないことを示唆する。

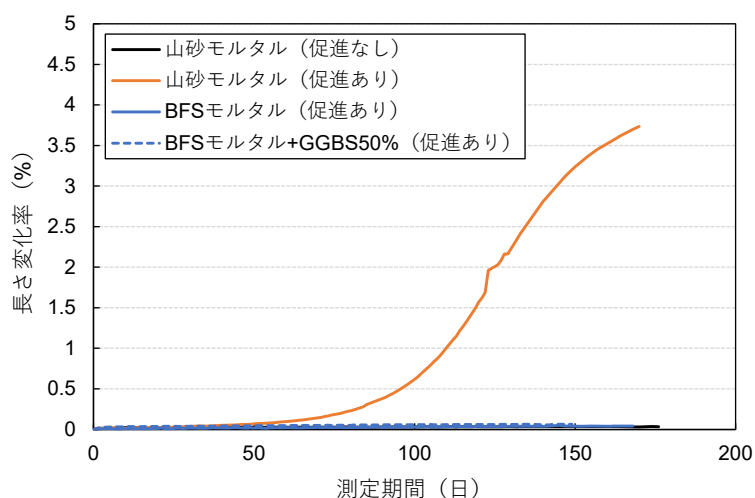


図3-5 長さ変化の結果

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンナイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

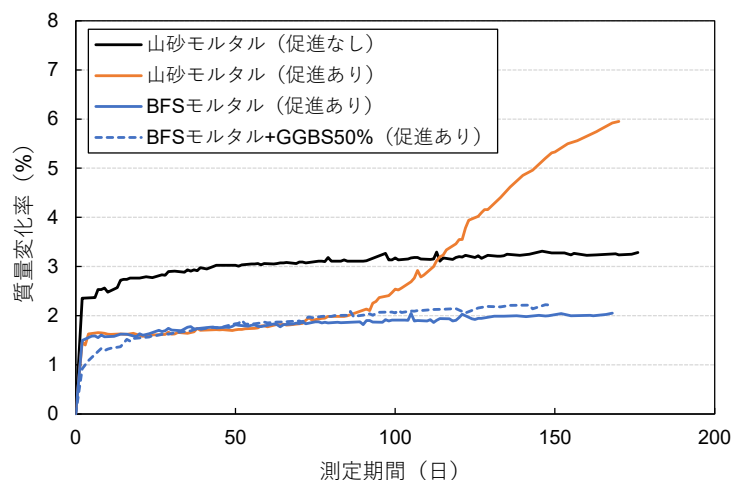


図 3-6 質量変化の結果

3.4.2 曲げ強度および圧縮強度

各種モルタルの材齢 28 日と 91 日における曲げ強度および圧縮強度をそれぞれ図 3-7 および図 3-8 に示す。両図より、いずれの材齢においても各種モルタルの曲げ強度および圧縮強度の大小関係は同様の傾向にあることがわかる。山砂モルタル（促進なし）を基準とした場合、山砂モルタル（促進あり）の強度は小さく、その差は材齢 28 日に比べ材齢 91 日の方が大きい。これに関して、山砂モルタル（促進あり）の著しい膨張が強度に影響を及ぼしていることが考えられる。しかし、膨張を開始した時期よりも早い材齢 28 日で既に強度が小さいことから、少なくとも材齢 28 日の時点でモルタル内部において遅延エトリンナイトの再生成による組織の変状が生じている可能性がある。一方、BFS モルタル（促進あり）および BFS モルタル+GGBS50%（促進あり）の強度は山砂モルタル（促進なし）と同等以上となった。また、BFS モルタル（促進あり）よりも BFS モルタル+GGBS50%（促進あり）の方が明確に大きいことから、強度において GGBS の効果がみられた。これらの結果から、DEF がモルタルの曲げ強度および圧縮強度に影響を及ぼすこと、DEF 促進条件下であっても BFS を用いることでモルタルの曲げ強度および圧縮強度は DEF 促進条件下でない山砂モルタルと比べて同等以上に維持できることが明らかとなった。

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンナイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

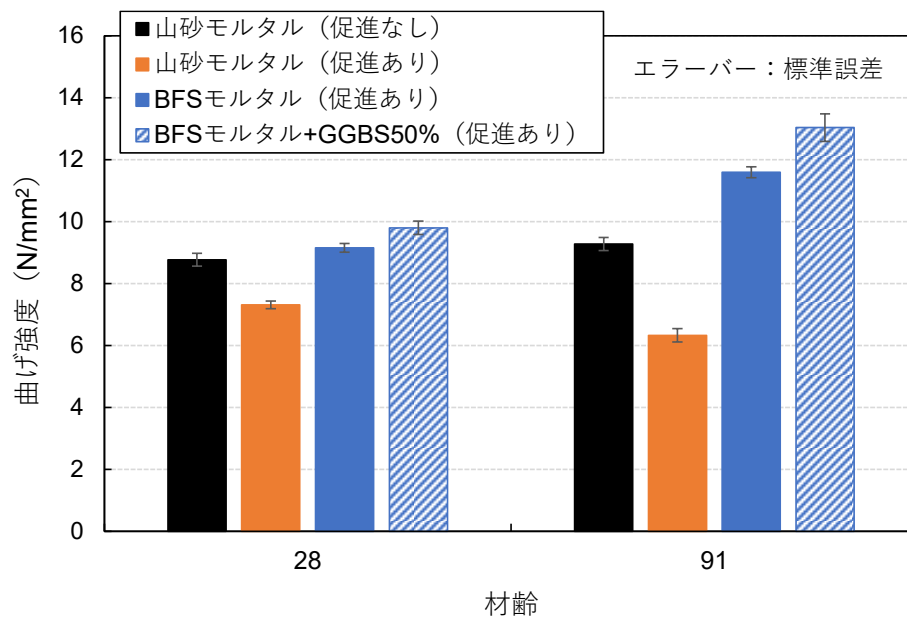


図 3-7 曲げ強度の結果

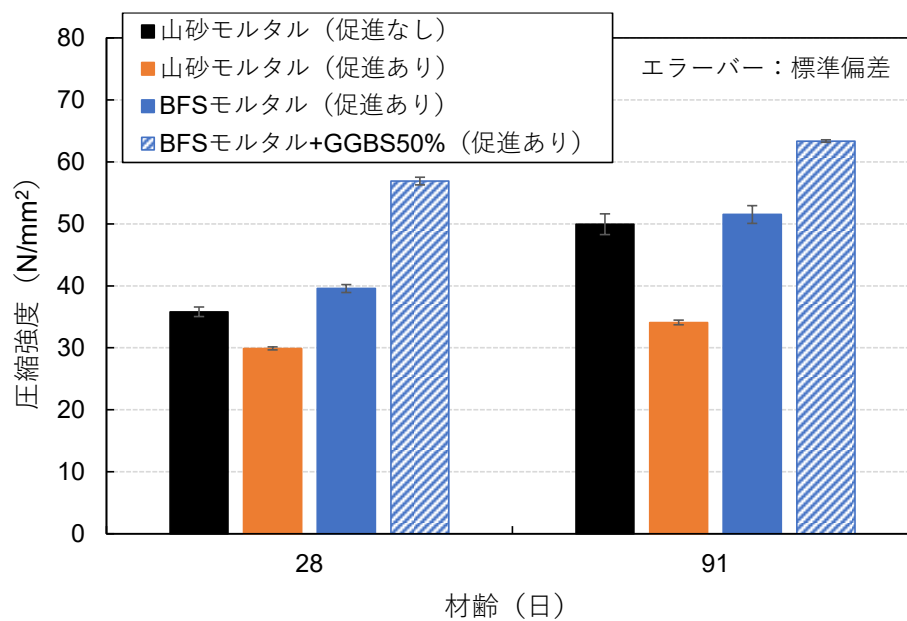


図 3-8 圧縮強度の結果

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンナイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

3.4.3 供試体の外観

写真3-3は、材齢180日における各種モルタルの外観である。山砂モルタル（促進なし）の外観には変状はみられなかったが、山砂モルタル（促進あり）の外観にはDEFによる膨張劣化の特徴である網目状のひび割れが顕在化した。また、全体にわずかなたわみが生じた。一方、BFSモルタル（促進あり）およびBFSモルタル+GGBS50%モルタル（促進あり）の外観には変状はみられなかった。このように、各種モルタルの外観を比べても、BFSモルタルにおいてDEFの影響は小さいことがわかる。





No.	材齢180日における各種モルタルの外観
1	<div>山砂モルタル(促進なし)</div> 
2	<div>山砂モルタル(促進あり)</div> 
3	<div>BFSモルタル(促進あり)</div> 
4	<div>BFSモルタル+GGBS50%(促進あり)</div> 

写真3-3 材齢180日における各種モルタルの外観

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

3.4.4 供試体の内部性状 (SEM 観察)

写真 3-4 および写真 3-5 は、材齢 180 日における各種モルタルの内部性状を SEM で撮影した画像である。写真 3-4 より、山砂モルタル (促進なし) と山砂モルタル (促進あり) の内部性状を比較した場合、その違いが顕著であることがわかる。すなわち、山砂モルタル (促進なし) には異常はみられなかったが、山砂モルタル (促進あり) にはセメントペースト部に DEF の特徴である蟹肉状の組織³⁻⁴¹⁾が確認された。また、骨材周辺にギャップの形成が確認された。このように、DEF に起因する内部変状の異常がモルタルの膨張や強度に影響を及ぼしたものと考えられる。一方、写真 3-5 より、BFS モルタル (促進あり) および BFS モルタル+GGBS50% (促進あり) では山砂モルタル (促進なし) と同様に異常はみられず、セメントペースト部と骨材周辺の組織は緻密になっていた。本実験の SEM で捉えた範囲において、BFS モルタルの内部に遅延エトリンサイトの再生成は視覚的に確認されなかった。

3.4.5 XRD 分析

材齢 180 日における各種モルタルの XRD 分析の結果を図 3-9～図 3-12 に示す。一般に、対象のサンプルに典型的なエトリンサイトが含まれる場合は、回折チャートの $2\theta=9^\circ$ 付近にピークが観測される^{3-42), 3-43), 3-44)}。図 3-9～図 3-12 より、いずれのモルタルにおいても $2\theta=9^\circ$ 付近にエトリンサイトとみられるピークが表われていることがわかる。つまり、DEF 促進の有無や DEF による劣化の程度にかかわらず、各種モルタルの内部にエトリンサイトが存在していることが確認された。一方、XRD の特性 (回折チャートのパターンから化学成分を定性的に同定する) 上、一概に断定できないが、山砂モルタル (促進あり) のピーク ($2\theta=9^\circ$ 付近) が他のモルタルよりもやや大きい点は、山砂モルタル (促進あり) でエトリンサイトがより多く存在する可能性が示唆される。

Zhou³⁻⁴⁵⁾らは、エトリンサイトが容易に脱水する性質をもっており、エトリンサイトの結晶構造が変化しやすいことを指摘している。すなわち、DEF による劣化の程度を左右する要因には、遅延エトリンサイトの再生成それ自体よりも、再生成された遅延エトリンサイトが何らかの条件により状態変化を起こすことが影響していることも考えられる。そのため、BFS モルタルの DEF 抵抗性が優れるメカニズムに関しては、遅延エトリンサイトの再生成および再生成された遅延エトリンサイトの状態変化について物理的あるいは化学的な観点から今後の詳細な検討が必要である。

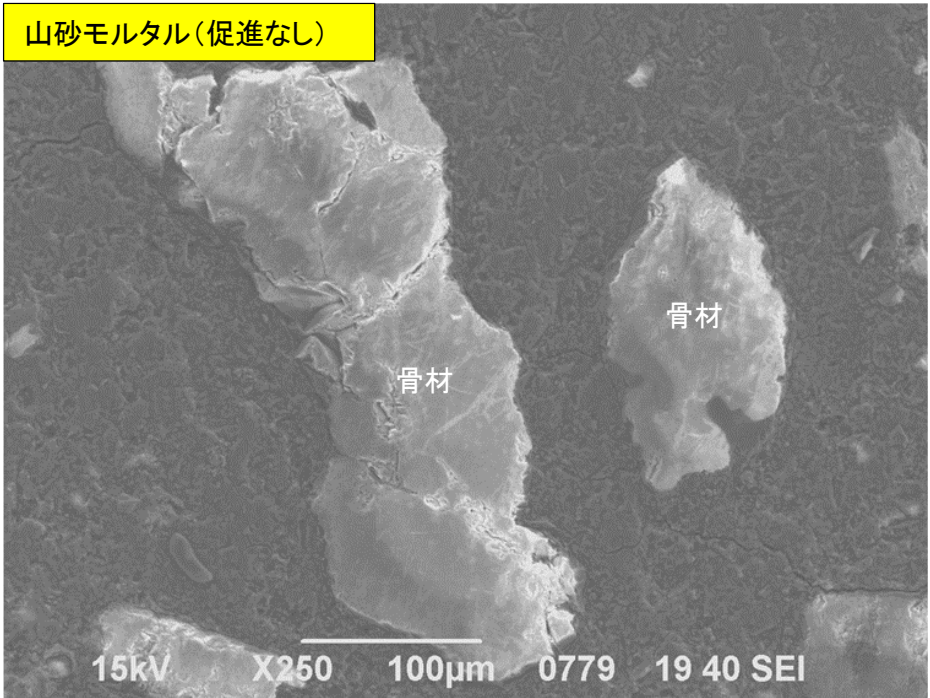
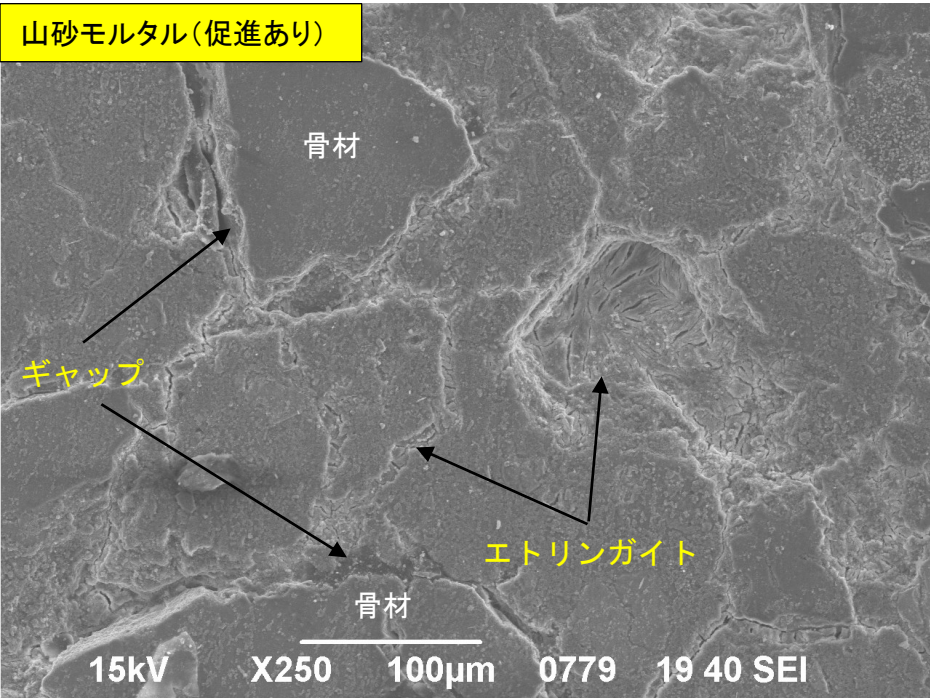
No.	材 齢 180 日における各種モルタルの内部性状
1	<div>山砂モルタル(促進なし)</div>  <p>骨材</p> <p>骨材</p> <p>15kV X250 100μm 0779 19 40 SEI</p>
2	<div>山砂モルタル(促進あり)</div>  <p>骨材</p> <p>ギャップ</p> <p>エトリンガイト</p> <p>骨材</p> <p>15kV X250 100μm 0779 19 40 SEI</p>

写真 3－4 材 齢 180 日における各種モルタルの内部性状（No. 1， No. 2）

第 3 章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンナイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

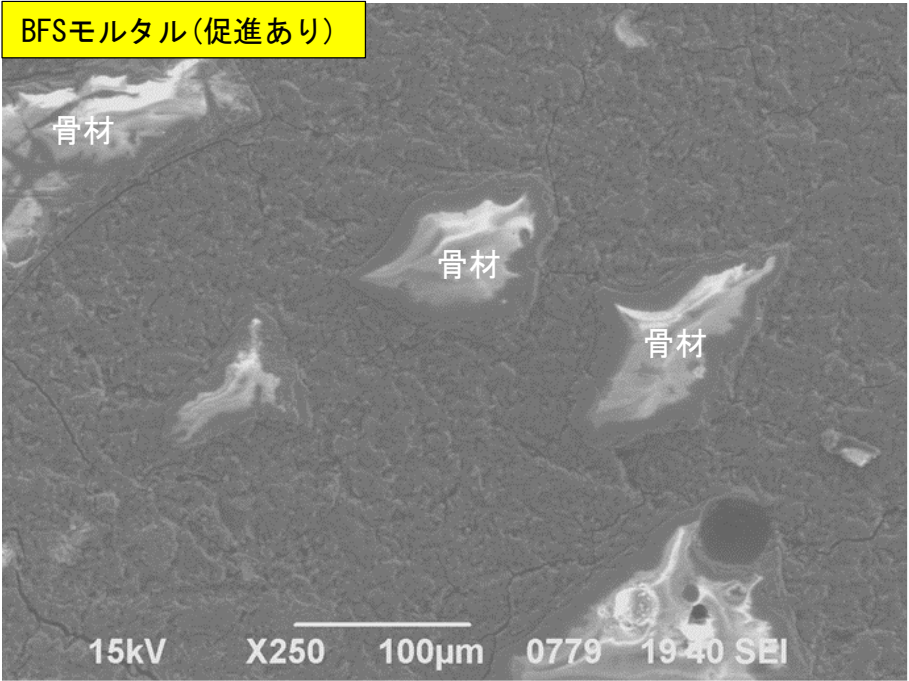
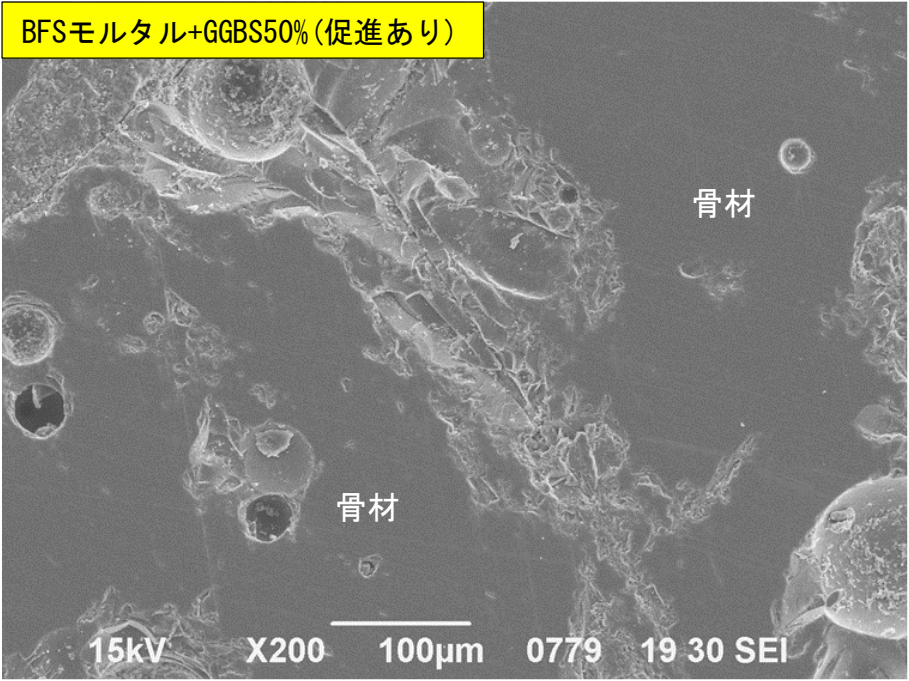
No.	材 齢 180 日における各種モルタルの内部性状
1	<div>BFSモルタル(促進あり)</div>  <p>骨材</p> <p>骨材</p> <p>骨材</p> <p>15kV X250 100μm 0779 19 40 SEI</p>
2	<div>BFSモルタル+GGBS50%(促進あり)</div>  <p>骨材</p> <p>骨材</p> <p>15kV X200 100μm 0779 19 30 SEI</p>

写真 3ー5 材 齢 180 日における各種モルタルの内部性状（No. 3, No. 4）

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

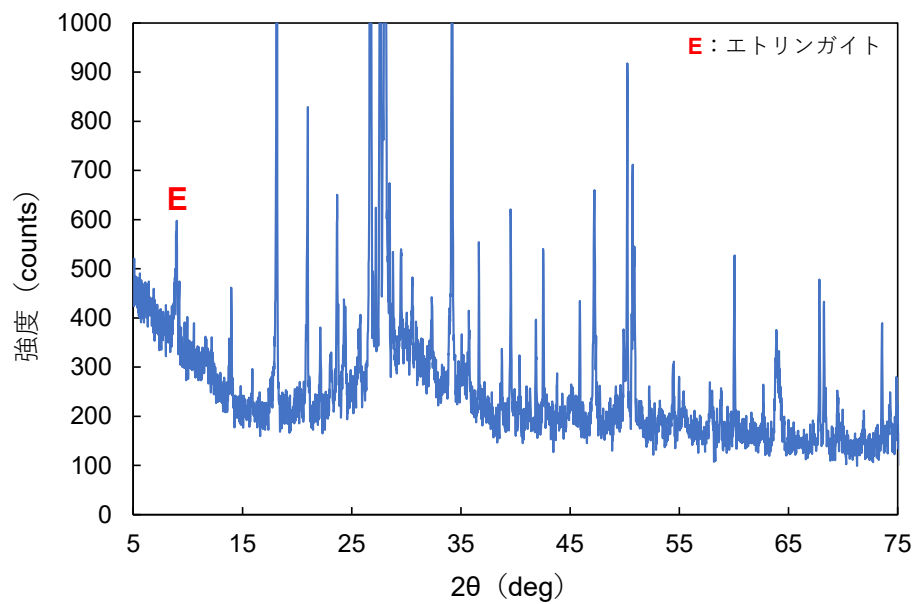


図3-9 XRD 分析の結果（山砂モルタル（促進なし））

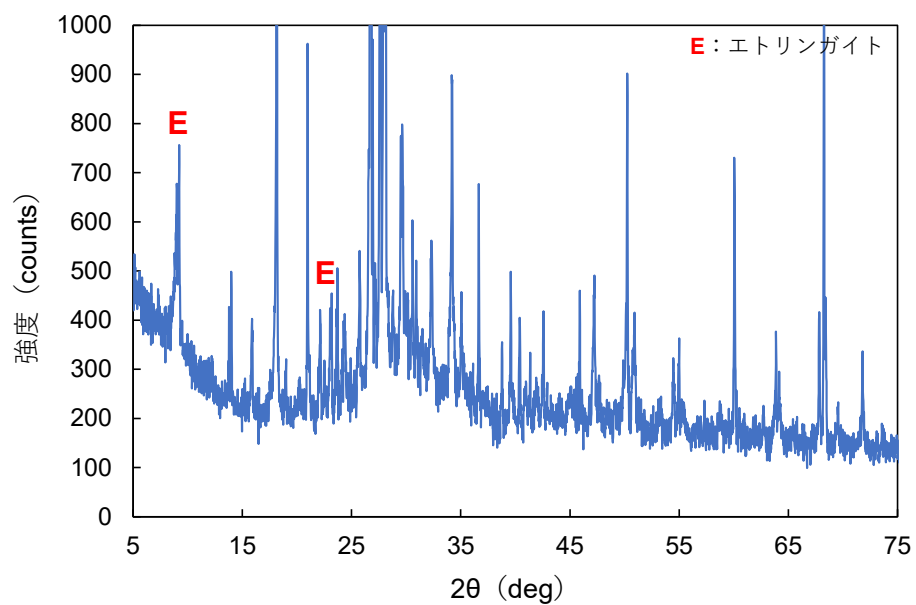


図3-10 XRD 分析の結果（山砂モルタル（促進あり））

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

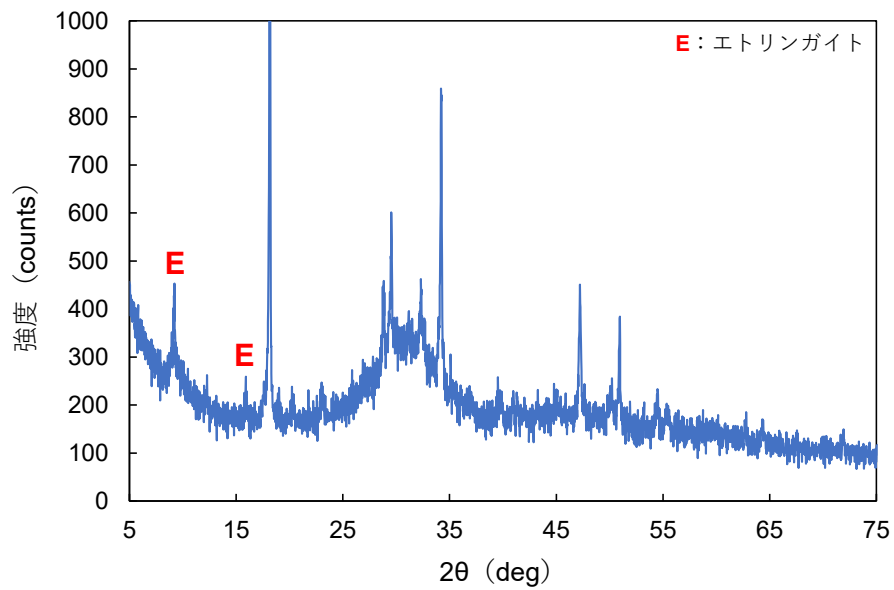


図 3-11 XRD 分析の結果（BFS モルタル（促進あり））

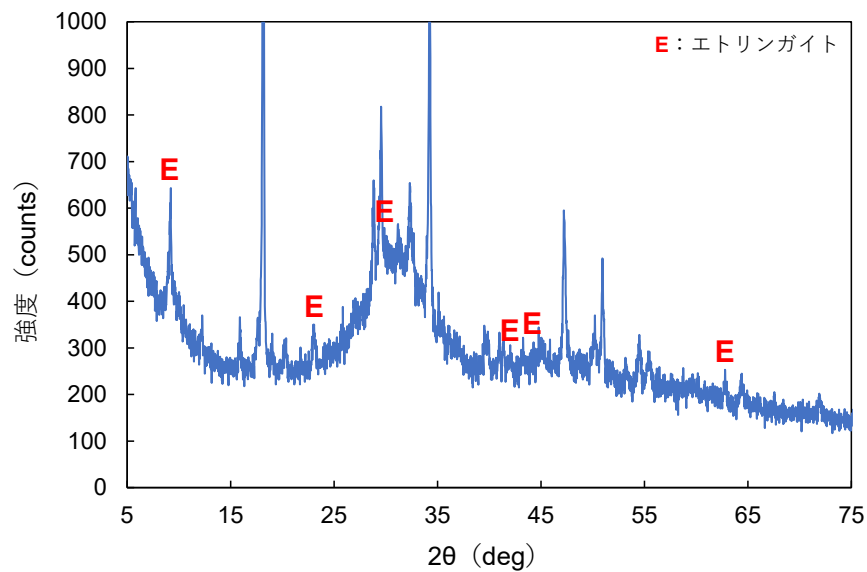


図 3-12 XRD 分析の結果（BFS モルタル+GGBS50%（促進あり））

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

3.5 まとめ

本章では、BFS モルタルの DEF 抵抗性について明らかにすることを目的とした。DEF 促進条件下で作製した BFS モルタルの DEF による膨張挙動および強度への影響を調べた。長さ変化試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施し、さらに材齢 180 日におけるモルタルの SEM 観察ならびに XRD 分析を行った。

- (1) 長さ変化および質量変化について、DEF 促進条件下の山砂モルタルでは材齢 50 日が経過した辺りから著しい膨張がみられ、遅れて材齢 80 日が経過した辺りから質量も急激に増加した。一方、DEF 促進条件下の BFS モルタルでは大幅な膨張や質量の増加はみられなかった。
- (2) 曲げ強度および圧縮強度について、標準条件下の山砂モルタルの強度を基準にすると、DEF 促進条件下の山砂モルタルはいずれの強度も小さかった。また、その差は材齢 28 日に比べ材齢 91 日で大きくなった。一方、DEF 促進条件下の BFS モルタルは材齢 91 日までの範囲でいずれの強度も標準条件下の山砂モルタルと同等以上であった。
- (3) 材齢 180 日における各種モルタルの外観について、山砂モルタルでは DEF 促進条件下において特徴的な網目状のひび割れや全体にたわみが確認された。一方、BFS モルタルでは DEF 促進条件下であっても上記のような外観の変状は確認されなかった。
- (4) 材齢 180 日における各種モルタルの内部性状について、山砂モルタルでは DEF 促進条件下において特徴的な蟹肉状の組織および骨材周辺のギャップが確認された。一方、BFS モルタルでは DEF 促進条件下であっても上記のような内部性状の異常は確認されなかった。
- (5) 材齢 180 日における各種モルタルの XRD 分析の結果に関して、いずれのモルタルにおいてもエトリンサイトが同定された。このことから、標準条件下の山砂モルタルや DEF 促進条件下の BFS モルタルでもモルタル内部にエトリンサイトが存在していることが確認された。しかし、それらのモルタルでは DEF による劣化現象が顕在化しなかったことから、DEF に及ぼすエトリンサイトの影響や BFS モルタルの DEF 抵抗性が優れるメカニズムについて今後さらに詳細な検討が必要である。
- (6) 以上の結果より、BFS モルタルは DEF 抵抗性に優れることが明らかとなった。また、モルタル内部におけるエトリンサイトの存在が必ずしも DEF の劣化現象を引き起こす要因とはならないことも示唆された。

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

第3章の参考文献

- 3-1) B. Godart, L. Divet: Lessons learned from structures damaged by delayed ettringite formation and the French prevention strategy, *5th international conference on Forensic Engineering Institution of Civil Engineers*, hal-00945667, 2013
- 3-2) S. Diamond: Delayed ettringite formation—Processes and problems, *Cement and Concrete Composites*, Vol. 18, No. 3, pp. 205-215, 1996
- 3-3) W. G. Hime: Delayed Ettringite Formation—A Concrete for Precast Concrete?, *PCI journal*, pp. 26-30, 1996
- 3-4) H. F. W. Taylor, C. Famy, K. L. Scrivener: Delayed ettringite formation, *Cement and Concrete Research*, Vol. 31, No. 5, pp. 683-693, 2001
- 3-5) 松下博道, 川端雄一郎: 御影石を模擬したコンクリート二次製品の異常膨張現象, *コンクリート工学*, Vol. 43, No. 12, pp. 32-38, 2005
- 3-6) 川端雄一郎, 松下博道: 高温蒸気養生を行ったコンクリートにおける DEF 膨張に関する検討, *土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造物)*, Vol. 67, No. 4, pp. 579-563, 2011
- 3-7) 公益社団法人 日本コンクリート工学会: マスコンクリートのひび割れ制御指針 2016, 2016
- 3-8) 羽原俊祐, 川端雄一郎, 小川彰一, 兵頭彦次, 吉田夏樹: 研究委員会 エトリンサイトの遅延生成 (DEF) に関する研究委員会, *コンクリート工学年次論文集*, Vol. 41, No. 1, pp. 19-28, 2019
- 3-9) 吉田夏樹: エトリンサイトの遅延生成 (DEF) によるコンクリートの劣化現象, *GB RC テーマ解説*, Vol. 46, No. 1, pp. 40, 2021
- 3-10) 羽原俊祐, 福田峻也, 小山田哲也, 藤原忠司: コンクリートの DEF による硫酸塩膨張の生起条件の検討, *コンクリート工学年次論文集*, Vol. 28, No. 1, pp. 743-748, 2006

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

- 3-11) 馬渡大壮, 宮本慎太郎, 五十嵐豪, 皆川浩, 久田真: 熱力学的平衡計算に基づく $\text{SO}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$ モル比と pH. 環境温度が ettringite の安定性に及ぼす影響, 「DEF のリスクを考える」に関するシンポジウム論文集, pp. 221-224, 2019
- 3-12) H. F. W. Taylor: Cement chemistry 2nd edition, *Thomas Telford*, 1997
- 3-13) C. Famy, K. L. Scrivener, A. Atkinson, A. R. Brough: Influence of the Storage Conditions on the Dimensional Changes of Heat-Cured Mortars, *Cement and Concrete Research*, Vol. 31, pp. 795-803, 2001
- 3-14) C. Famy: Expansion of Heat-Cured Mortars, *Ph. D. Thesis*, University of London, 1999
- 3-15) D. Heinz, U. Ludwig: Mechanism of Subsequent Ettringite Formation in Mortars and Concretes After Heat Treatment, *Proceedings of the 8th International Congress on Chemistry of Cement*, pp. 189-194, 1986
- 3-16) 平尾宙: 硫酸塩劣化事例ーエトリンサイトの遅延生成 (DEF) に関する研究ー, *コンクリート工学*, Vol. 44, No. 7, pp. 44-51, 2006
- 3-17) V. Johansen, B. Osbæk: Ettringite Needed in Gaps?, *Proceedings of the International RILEM TC 186-ISA Workshop on Internal Sulfate Attack and Delayed Ettringite Formation*, pp. 173-177, 2002
- 3-18) V. Johansen, N. Thaulow, J. Skalný: Simultaneous Presence of Alkali-Silica Gel and Ettringite Formation in Concrete, *Advances in Cement Research*, Vol. 5, No. 17, pp. 23-29, 1993
- 3-19) K. L. Scrivener, A. Guidoum, V. Mathier: Role of Cracks in Delayed Ettringite Formation, *Proceedings of the International RILEM TC 186-ISA Workshop on Internal Sulfate Attack and Delayed Ettringite Formation*, pp. 259-262, 2002
- 3-20) P. Tepponen, B. Eriksson: Damages in Concrete Railway Sleepers in Finland, *Nordic Concrete Research*, Vol. 6. Pp. 199-209, 1987
- 3-21) V. Jensen, S. Sujjavanich: ASR and DEF in Concrete Foundations in Thailand, *Proc*

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成 (DEF) による膨張劣化に対する抵抗性

- eedings of the 15th International Conference on Alkali Aggregate Reaction in Concrete*, Brazil, 2016
- 3-22) 安藤陽子, 片山哲哉, 浅本晋吾, 長井宏平: インドで発生した PC 枕木のひび割れの原因究明と ASR および DEF の相互作用, *コンクリート工学年次論文集*, Vol. 40, No. 1, pp. 909-914, 2018
- 3-23) A. Shayan, G. W. Quick: Alkali-Aggregate Reaction in Concrete Railway Sleepers from Finland, *Proceedings of 16th International Conference on Cement Microscopy*, pp. 69-79, 1994
- 3-24) K. Yamada, S. Hirono, Y. Ando: ASR Problems in Japan and a Message for ASR Problems in Thailand, *Journal of Thailand Concrete Association*, Vol. 1, No. 2, pp. 1-18, 2013
- 3-25) 広野真一, 安藤陽子, 山川一夫, 鳥居和之: タイ国の高速道路で発見された熱帯地域における ASR の実態, *コンクリート工学年次論文集*, Vol. 36, No. 1, pp. 1084-1089, 2014
- 3-26) K. pettifer, P. J. Nixon: Alkali Metal Sulphate—A Factor Common to Both Alkali Aggregate Reaction and Sulphate Attack on Concrete, *Cement and Concrete Research*, Vol. 10, pp. 173-181, 1980
- 3-27) Y. Shimada V. C. Johansen, F. MacGregor Miller, T. O. Mason: Chemical Path of Ettringite Formation in Heat-cured Mortar and its Relationship to Expansion: A Literature Review, *Portland Cement Association*, 2005
- 3-28) M. Regourd, H. Hornain, P. Poitevin: The Alkali-Aggregate Reaction—Concrete Microstructural Evolution, *Proceedings of the 5th International Congress on Alkali Aggregate Reactions*, Cape Town, S252/35, 1981
- 3-29) P. W. Brown, J. V. Bothe Jr.: The Stability of Ettringite, *Advances in Cement Research*, Vol. 5, No. 18, pp. 47-63, 1993
- 3-30) V. Michaud, A. Nonat, D. Sorrentino: Experimental Simulation of the Stability of Ettringite in Alkali Silica Solutions, Produced by Alkali-Silica Reaction, in Concrete, *Pr*

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンガイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

ceedings of the 10th International Congress on the Chemistry of Cement, Gothenburg, Sweden, 1997

- 3-31) 山崎由紀, 上原元樹, 鶴田孝司: 空気量の異なるモルタル・コンクリートにおける DEF (エトリンガイトの遅延生成) による膨張挙動, 第 62 回粘土科学討論会発表抄録, B5, pp. 74-75, 2018
- 3-32) 久我龍一郎, 辻大二郎, 米澤敏男, 坂井悦郎: 高炉スラグ高含有セメントの DEF に関する検討, コンクリート工学年次論文集, Vol. 36, No. 1, pp. 838-843, 2014
- 3-33) 池田隆徳, 川端雄一郎, 濱田秀則, 松下博道: 高炉スラグ微粉末およびフライアッシュの DEF 膨張抑制効果に関する研究, 土木学会第 62 回年次学術講演会, 5-480, pp. 959-960, 2007
- 3-34) 澁谷亜香里, 石井咲弥, 伊代田岳史: 高炉徐冷スラグ細骨材を用いた硬化体の DEF 膨張挙動の把握, コンクリート工学年次論文集, Vol. 42, No. 1, pp. 539-544, 2020
- 3-35) 羽原俊祐, 武田悠夏, 山本英和, 田中館悠登: 高炉スラグ細骨材 (BFS) を用いたモルタルの DEF および DEF 膨張特性, コンクリート工学年次論文集, Vol. 41, No. 1, pp. 575-580, 2019
- 3-36) JIS A 5011-1 「コンクリート用スラグ骨材ー第 1 部: 高炉スラグ細骨材」, 2018
- 3-37) I. Jawed, J. Skalny: Alkalies in cement: A review: II. Effects of alkalies on hydration and performance of Portland cement, *Cement and Concrete Research*, Vol. 8, No. 1, pp. 37-51, 1978
- 3-38) 小林一輔, 小倉盛衛: セメント中のアルカリ硫酸塩がモルタルの諸性状に及ぼす影響, 土木学会論文集 第 348 号, V-6, pp. 127-136, 1987
- 3-39) JIS A 1129-3 「モルタル及びコンクリートの長さ変化測定方法ー第 3 部: ダイヤルゲージ方法」, 2010
- 3-40) JIS R 5201 「セメントの物理試験方法」, 2015

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンガイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

- 3-41) 鶴田孝司, 鈴木浩明, 上原元樹, 上田洋, 笠裕一郎: コンクリート構造物における硫酸塩の遅延生成, RTRI REPORT (鉄道総研報告), Vol. 30, No. 6, pp. 11-16, 2016
- 3-42) 山崎由紀, 上原元樹, 鶴田孝司: コンクリートのエトリンガイト遅延生成へのアルカリシリカ反応の影響, RTRI REPORT (鉄道総研報告), Vol. 33, No. 11, pp. 5-10, 2019
- 3-43) 小川彰一, 柴田真仁, 扇嘉史, 坂井悦郎: 減圧処理と粉末 X 線回析によるタウマサイトの分析法に関する研究, コンクリート工学論文集, Vol. 25, pp. 157-166, 2014
- 3-44) 野澤里渚子, 斎藤豪, 佐藤賢之介, 佐伯竜彦: エトリンガイトの加熱脱水・再吸水による Al 結合状態の変化が水分吸着性状に及ぼす影響－Al の結合状態がエトリンガイトの二次生成に及ぼす影響の検討 その 1－, セメント・コンクリート論文集, Vol. 72, pp. 40-47, 2019
- 3-45) Q. Zhou, E. E. Lachoeski, F. P. Glasser: Metaettringite. a decomposition product of ettringite, *Cement and Concrete Research*, Vol. 34, pp. 703-710, 2004

第 4 章

高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの ひび割れ自律治癒性能

4.1 緒言

近年、コンクリートの基本的な特性に加えて新たな付加価値を持たせようとする研究が随所で進められている。その一つに、コンクリートが自らのひび割れを修復する自己治癒技術^{4-1), 4-2), 4-3)}がある。コンクリートの自己治癒技術は、ひび割れが閉塞するメカニズムにより、「自然治癒 (Natural Healing)」、「自律治癒 (Autonomic Healing)」、「自動修復 (Activated Repairing)」に分類される (図 4-1)^{4-2), 4-4)}。自然治癒は、特別な措置を施さずに、コンクリートが水分などに反応することで水和物を生成し、自然にひび割れが治癒するものである。自律治癒は、混和材の使用など材料設計を行い、コンクリートのひび割れを閉塞させるものである。自動修復は、自動的な修復作業を行うためのデバイス類をコンクリートに埋設しておき、その機能によりひび割れを閉塞させるものである。

一方、高炉スラグ細骨材 (BFS) は、コンクリート中のアルカリ環境下で潜在水硬性を発揮することから、これに由来する水和物を上手く利用することで、コンクリートのひび割れを閉塞できる可能性があると考えられる。これは、上記で述べた3つの分類でいうところの自律治癒である。

本章では、BFS を用いたモルタル (BFS モルタル) の自律治癒性能について調べることを目的とした。あらかじめひび割れを導入したモルタルを対象に通水試験を実施し、ひび割れから漏れ出る通水量の経時的な変化を評価した。試験期間中、モルタル供試体を気中、水中、飽和水酸化カルシウム水溶液中の3パターンで再養生した。

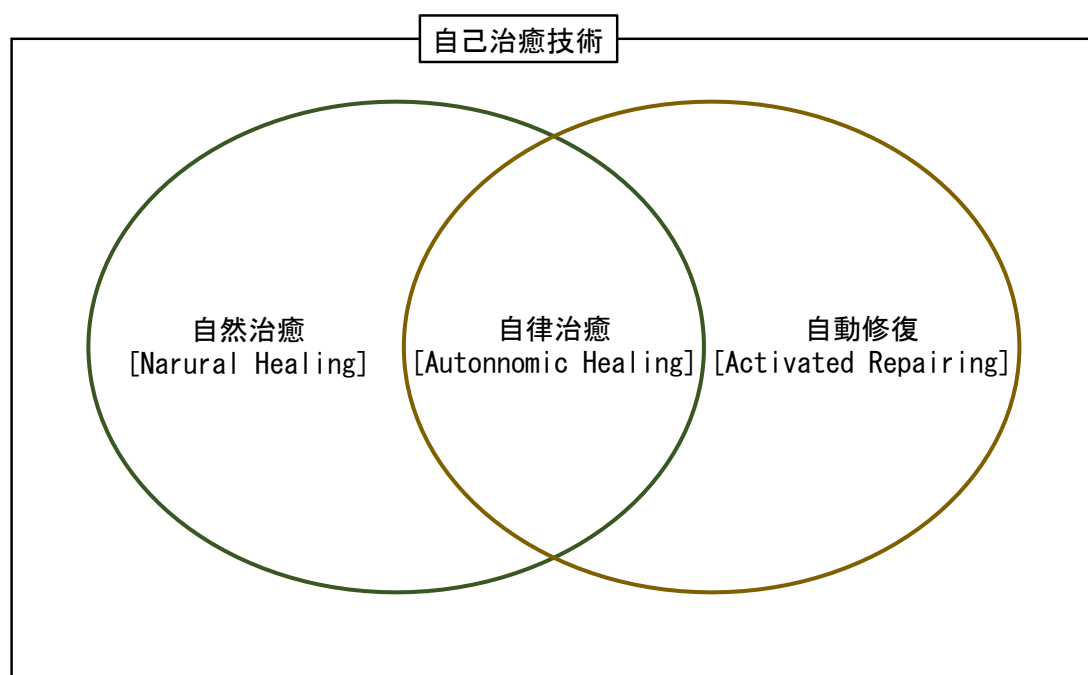


図 4-1 自己治癒技術の分類^{4-2), 4-4)}

4.2 先行研究

Jonkers^{4-5), 4-6), 4-7)}らは、バクテリアを仕込んだマイクロカプセルをコンクリートの材料とともに練り混ぜ、コンクリートにひび割れが発生した際にバクテリアの代謝機能により炭酸カルシウムを生成させることで、ひび割れを閉塞するシステムを開発した。

羅ら⁴⁻⁸⁾は、フライアッシュ (FA) および高炉スラグ微粉末 (GGBS) を混和したコンクリートの自己修復効果について検討した。その結果、20℃の水中養生において材齢1年を経過しても FA および GGBS による自己修復効果が持続していたことを報告している。

吉田ら⁴⁻⁹⁾は、FA および GGBS を混和したコンクリートの凍結融解により生じるひび割れを対象にした自己修復性について検討した。その結果、特に比表面積 3000 cm²/g 程度の GGBS は回復効果が高く、劣化が小さい段階で回復養生を行うことで初期性能まで回復できることを報告している。

北海道立総合研究機構⁴⁻¹⁰⁾は、FA および GGBS を混和したコンクリートについて自己修復性能を比較した。その結果、GGBS は FA に比べて反応速度が速いこと、GGBS の混和率が高いほど自己修復効果が高いこと等を報告している。

小出ら⁴⁻¹¹⁾は、陸砂および BFS をコアとした自己治癒材料造粒物を用いたモルタルについてひび割れからの漏水量の変化を調べた。その結果、これらの造粒物を用いたモルタルはプレーンモルタルよりも漏水量が減少し、その原因としてエトリンガイトやハイドロガーネットの生成が自己治癒に寄与している可能性があると報告している。

筆者ら⁴⁻¹²⁾は、天然山砂を用いたモルタルおよび BFS モルタルについて水中および飽和水酸化カルシウム水溶液中の2つのパターンにより再養生することで、モルタルのひび割れが修復するかどうか検討した。その結果、飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、BFS モルタルは天然山砂を用いたモルタルよりもひび割れからの漏水量が減少し、さらに BFS と GGBS を併用したモルタルにおいて最も減少したことを報告している。

上記に述べた先行研究より、GGBS や BFS を用いることでモルタルおよびコンクリートのひび割れが修復できることが示唆されている。筆者らの先行研究を踏まえ、BFS の自律治癒性能に関する新たな知見を得るために、本実験では BFS の種類と再養生条件を追加して検討した。

4.3 実験概要

4.3.1 使用材料

本実験で使用した材料および各種物性は表4-1の通りである。セメントには、BFSを用いたプレキャストコンクリート(PCa)製品を想定して早強ポルトランドセメントを用いた。細骨材には、JIS A 5011-1⁴⁾の区分における5~0.3mm高炉スラグ細骨材(BFS-a)、2.5mm高炉スラグ細骨材(BFS-b)、5mm高炉スラグ細骨材(BFS-c)および比較用として砕砂(CS)をそれぞれ用いた。細骨材の粒度分布を図4-2に示す。

表4-1 使用材料および各種物性

材料	物性
早強ポルトランドセメント	密度：3.14 g/cm ³ ，比表面積：4530 cm ² /g
BFS-a	表乾密度：2.72 g/cm ³ ，吸水率：1.80%， 実積率：57.3%，粗粒率：3.23
BFS-b	表乾密度：2.68 g/cm ³ ，吸水率：0.61%， 実積率：58.3%，粗粒率：2.37
BFS-c	表乾密度：2.77 g/cm ³ ，吸水率：0.55%， 実積率：58.1%，粗粒率：2.58
砕砂	表乾密度：2.68 g/cm ³ ，吸水率：0.75%， 実積率：55.6%，粗粒率：2.66

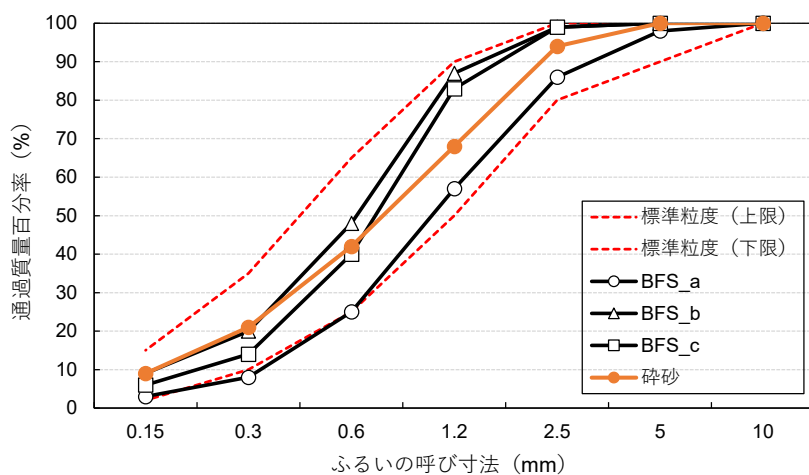


図4-2 細骨材の粒度分布

BFS-a, BFS-b および BFS-c の化学物性に関して X 線分析を行った。表 4-2 に XRF 結果と塩基度をまとめた。塩基度は、XRF 結果に基づいて以下の式 (4-1) から算出した。いずれの BFS も CaO と SiO₂ を主成分とする化学組成であり、それぞれの塩基度は 1.85~1.98 となった。なお、JIS A 6206⁴⁻¹⁴⁾では、GGBS の塩基度が 1.60 以上と規定されている。

$$b = \frac{CaO + Al_2O_3 + MgO}{SiO_2} \quad (4-1)$$

ここで、 b ：塩基度、 CaO ：酸化カルシウム含有量の割合（%）、 Al_2O_3 ：酸化アルミニウム含有量の割合（%）、 MgO ：酸化マグネシウム含有量の割合（%）、 SiO_2 ：二酸化ケイ素含有量の割合（%）である。

表 4-2 BFS-a, BFS-b および BFS-c の XRF 結果および塩基度

サンプル	化学組成（%）						塩基度
	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	その他	Ig. Loss	b
BFS-a	45.21	33.83	12.70	4.76	2.99	0.51	1.85
BFS-b	43.56	32.42	14.13	6.08	3.61	0.02	1.97
BFS-c	45.59	32.62	14.23	4.59	2.67	0.03	1.98

4.3.2 モルタルの配合

本実験で検討したモルタルの配合とフレッシュ特性（15 打フロー，空気量）および硬化特性（曲げ強度，圧縮強度）は表 4-3 の通りである。本実験では，細骨材の異なる計 4 種類のモルタル供試体を作製した。BFS を用いた PCa 製品の標準配合⁴⁻¹⁵⁾に基づいて水セメント比（W/C）は 36% に設定した。混和剤には，高性能 AE 減水剤（SP）と空気量調整剤を用いた。SP は，BFS モルタルにポリカルボン酸エーテル系化合物と増粘性高分子化合物の複合体（A タイプ），CS を用いたモルタル（CS モルタル）にポリカルボン酸エーテル系化合物（B タイプ）を用いた。空気量調整剤は，BFS モルタルに消泡剤（DF），CS モルタルに空気連行剤（AE）を用いた。

表 4-3 モルタルの配合とフレッシュ特性および硬化特性

記号	細骨材 種類	W/C (%)	単位量 (kg/m ³)			混和剤 (×C%)		15 打 フロー	空気量 (%)	曲げ 強度 (N/mm ²)	圧縮 強度 (N/mm ²)
			W	C	S	SP	DF/AE				
Ba	BFS-a	36	272	755	1326	0.8	1.2	194	3.6	4.4	3.0
Bb	BFS-b				1307	0.7	1.4	193	3.6	1.4	5.5
Bc	BFS-c				1350	0.9	1.2	199	3.9	4.0	5.5
CS	砕砂				1307	0.8	0.2	212	6.3	4.4	1.5

※DF/AE：100 倍希釈液で使用

4.3.3 実験手順

本実験の全体フローを図 4-3 に示す。モルタルの打設後，室温 20℃の環境で水中養生（一次養生）した。齋藤ら⁴⁻¹⁶⁾によると，ひび割れの自己治癒性能の評価試験を行う場合，供試体の養生期間は 28 日間が好ましいとされている。これを参考に，本実験でも一次養生の養生期間を 28 日間とした。材齢 28 日の時点で，各種モルタルにおける通水量の初期値を測定し，同日に曲げ強度および圧縮強度を測定した。それに先立ち，通水試験に用いる供試体については，材齢 27 日に切欠きおよび初期ひび割れを導入した。通水量の初期値を測定した供試体は，気中，水中，飽和水酸化カルシウム水溶液中に分けて再養生を開始した。その後，各種モルタルに関して定期的に通水試験を行い，ひび割れからの通水量の経時的な変化を調べた。

4.3.4 供試体の作製

供試体は Tziviloglou ら⁴⁻⁶⁾を参考に，図 4-4 のモルタルを作製した。40 mm×40 mm×160 mm の角柱において断面中央部の長手方向に，通水試験用の際に水を供給する通水孔（直径

6 mm) を設けた。通水孔は、所定の位置にプラスチック製のストローを設置しておき、打設後 24 時間で脱型後に供試体からストローを引き抜くことで形成した。通水孔の片側に、給水タンクと供試体を繋ぐゴム管を装着するためのシリコン製のジョイントを取り付け、もう片側は防水テープとエポキシ樹脂系接着剤により閉塞した。また、ひび割れを導入する際に荷重で供試体が完全に破断しないように断面の四辺端部から 10 mm の位置にピアノ線（直径 1 mm）を組み込んだ（かぶり厚 9.5 mm）。写真 4-1 は、実際に作製した供試体である。なお、供試体は実験パラメータ（モルタルの種類、再養生条件）につき 3 本を作製した。

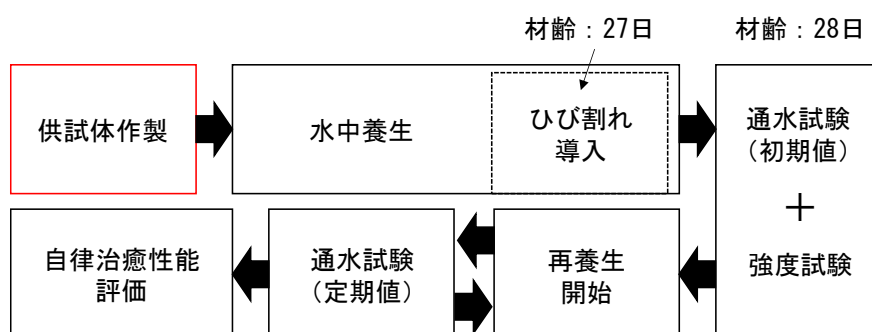


図 4-3 実験の全体フロー

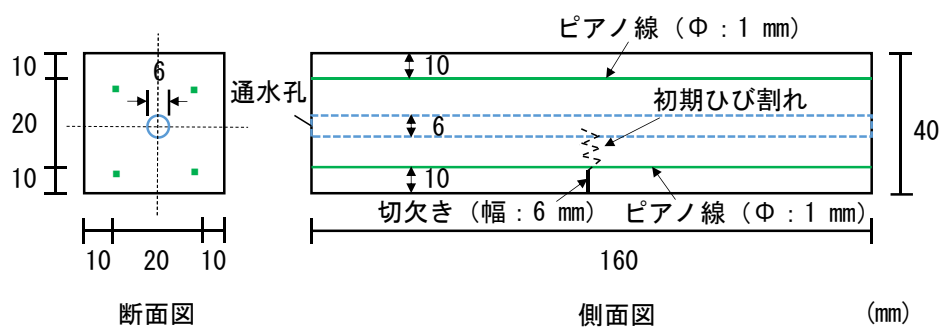


図 4-4 通水試験に用いた供試体の詳細

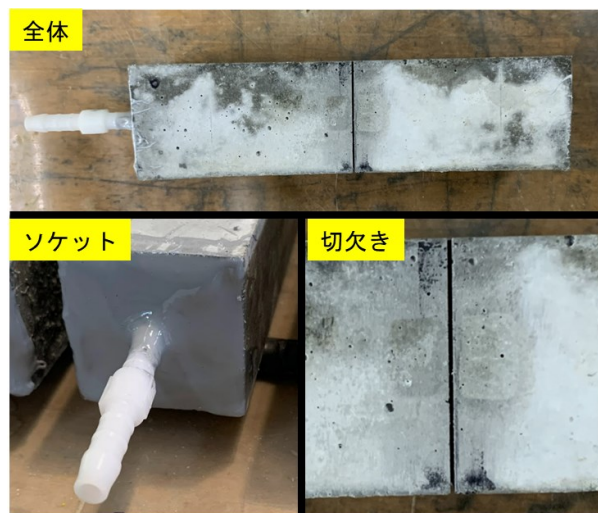


写真 4-1 実際に作製した供試体

4.3.5 初期ひび割れの導入

初期ひび割れの導入は、精密万能試験機（オートグラフ）を用いた三点曲げ載荷により行った。載荷終了後しばらくは供試体の弾性回復によって初期ひび割れ幅が減少することを考慮し、通水量の初期値を測定する前日（材齢 27 日）に実施した。また、ひび割れが分散しないように、事前に金属用カッターを用いて供試体中央（引張側）の底面に幅 0.4 mm、深さ 6 mm の切欠きを供試体軸方向と直交するように導入した。載荷中は切欠き部の開口変位を測定しながら、除荷後のひび割れ幅が $0.35 \text{ mm} \pm 0.1 \text{ mm}$ の範囲となるように低速で載荷した。除荷後のひび割れ幅に関して、表 4-4 の JCI（日本コンクリート工学会）「コンクリートのひび割れ調査、補修・補強指針-2013-」⁴⁾¹⁷⁾に記載されている報告を参考にした。なお、後述する各種モルタルの通水試量の初期値から分かるように、本実験の方法によりモルタルに適切な初期ひび割れを導入することができた。

4.3.6 通水試験

通水試験に関して、図 4-5 に試験装置の模式図を、写真 4-2 に試験の様子を示す。供試体をプラスチック製の容器の上に設置し、給水タンクから管を通じて供試体に水を供給した。初期水頭は、給水タンクの水面と供試体に設けた通水孔の中心との距離が 35 cm となるように固定した。1 回の通水試験は 10 分間とし、その間に供試体のひび割れから漏れ出る水の質量をデジタルはかりで 30 秒毎に累積で記録した。なお、測定中は変水位であるが、開始から前半 5 分が経過した時点で水位を元に戻し、残り後半 5 分を再開した。再養生期間の経過に伴い徐々に測定の間隔を長くした。

生駒ら⁴⁾¹⁸⁾は、供試体のひび割れ内部や供給水に存在する気泡がひび割れ間の通水性を低下させ、通水量に影響を及ぼすことを指摘している。そこで、供試体内部の気泡を除去する

ために、毎回の通水試験前に水で満たした真空ポンプに供試体を浸漬させ、減圧装置を用いて1時間程度の脱気処理を行った。また、溶存酸素量（DO）が過飽和状態である水を供給水として用いた場合、供試体内部に気泡が出現することが報告されている⁴⁻¹⁶⁾。本実験では、室温 20℃の環境下において汲置き保管した水を、さらに測定前に数十回よく振ったものを供給水とした。写真 4-3 は、本実験で用いた供給水の DO についてポータブル溶存酸素計で測定した様子である。その値は 8.6 m/L であり、過飽和状態でないことを確認した（水温 20℃の DO の飽和値は 9.1 m/L）。

表 4-4 鉄筋腐食の観点に基づく部材性能に及ぼすひび割れの影響⁴⁻¹⁷⁾

環境条件		塩害・腐食 環境下	一般屋外 環境下	土中・屋内 環境下
ひび割れ幅 w (mm)	$0.5 < w$	大 (20 年耐久性)	大 (20 年耐久性)	大 (20 年耐久性)
	$0.4 < w \leq 0.5$	大 (20 年耐久性)	大 (20 年耐久性)	中 (20 年耐久性)
	$0.3 < w \leq 0.4$	大 (20 年耐久性)	中 (20 年耐久性)	小 (20 年耐久性)
	$0.2 < w \leq 0.3$	中 (20 年耐久性)	小 (20 年耐久性)	小 (20 年耐久性)
	$w \leq 0.2$	大 (20 年耐久性)	小 (20 年耐久性)	小 (20 年耐久性)

※20 年耐久性：コンクリート構造物が 20 年の耐久性（性能的に健全な状態）を保証すること

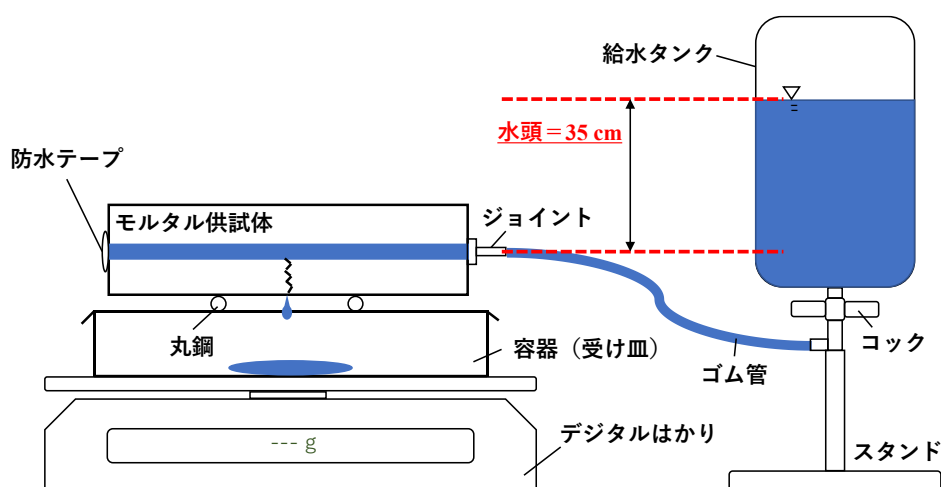


図 4-5 通水試験に用いた装置の模式図

第4章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのひび割れ自律治癒性能



写真 4-2 通水試験の様子



写真 4-3 通水試験に用いた供給水の DO 測定

4.4 実験結果

4.4.1 初期ひび割れ幅と初期通水量の関係

図4-6は、各種モルタルにおける初期ひび割れ幅 w_0 と初期通水量（1回目の通水試験で測定した各種モルタルの通水量）の関係をプロットした結果である。細骨材の種類によらず、初期ひび割れ幅が大きいほど初期通水量が増加していることがわかる。3次曲線（条件： $x=0$ のとき $y=0$ ）で近似したところ、図中の近似式から得られた決定係数 R^2 は 0.85 であり、初期ひび割れ幅と初期通水量には高い相関がみられた。一方、既往研究⁴⁻¹⁶⁾によると、モルタルのひび割れから漏れ出る通水量には、ひび割れ面の形状（凹凸の度合い）や経路の長さ（水路長）等の要因も影響を及ぼすことが指摘されている。そこで、ハーゲン・ポアズイユ式に基づいたひび割れからの通水量に関する以下の式（4-2）^{4-19), 4-20)}に本実験の条件を適用し、各種モルタルにおける通水量の理論値を算出した。

$$q = C_w \cdot \frac{\Delta p \cdot b \cdot w^3}{12 \cdot \eta \cdot d} \quad (4-2)$$

ここで、 q ：ひび割れからの通水量（ m^3/s ）， C_w ：ひび割れの凹凸を考慮した補正係数， Δp ：水圧差（ N/m^2 ）， b ：ひび割れの長さ， w ：ひび割れ幅（ mm ）， η ：水の粘性係数（ Ns/m^2 ）， d ：ひび割れ間を水が通過する水路長（ mm ）である。

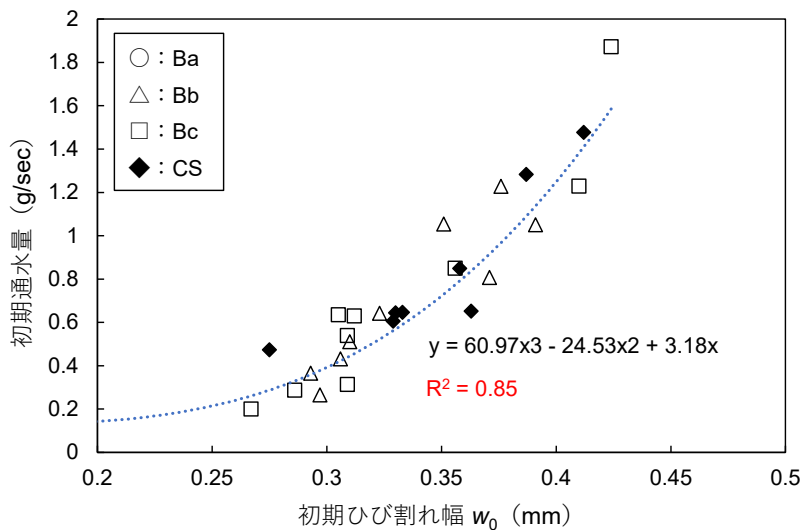


図4-6 初期通水量と初期ひび割れ幅 w_0 の関係

図4-7は、本実験における各種モルタルの補正係数 C_w をプロットした結果である。また、同図には、既往研究⁴⁻²¹⁾により報告されているモルタルのひび割れからの通水量に関する補正式 ($w_0=0.2\sim0.5$ mm の範囲において補正係数 $C_w\approx 0.027$) を表記している。本実験における各種モルタルの補正係数 C_w は、全体的に既往研究⁴⁻²¹⁾の値よりもわずかに小さい傾向にあるが、すべてのプロットを平均した値は補正係数 $C_w\approx 0.024$ となり、既往研究⁴⁻²¹⁾の補正係数 C_w に近い値であった。

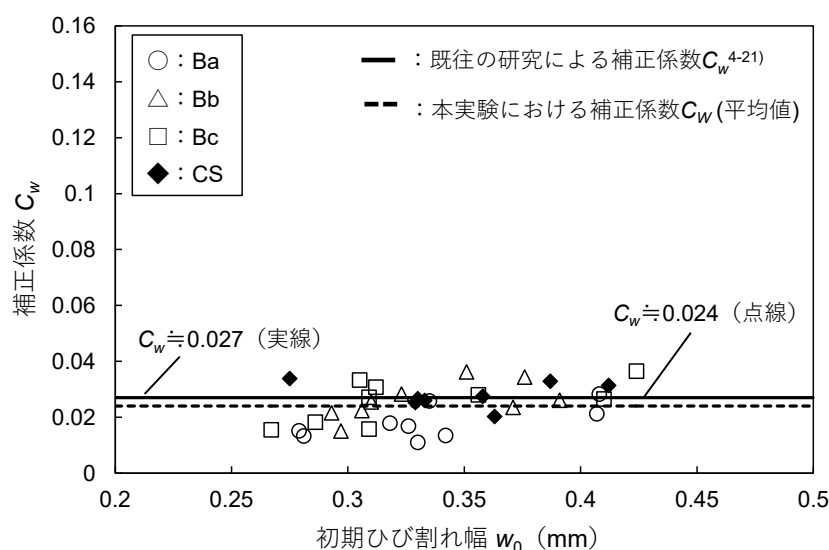


図4-7 本実験および既往研究における補正係数 C_w

図4-8は、各種モルタルにおける初期通水量の理論値（曲線）と実測値を比較した結果である。理論値を算出するにあたり、図4-7で求めた各種モルタルの補正係数 C_w の平均値 (0.024) を用いた。実測値のプロットは理論値の曲線に概ね近く、本実験で測定した各種モルタルの初期通水量は実験パラメータを用いた式(4-2)で表すことができることを確認した。また、細骨材の種類による明確な違いはみられないが、これは BFS と砕砂が両者とも角張った粒形をしていることから、ひび割れ表面の状態（凹凸や経路の長さ）が類似していたためと考えられる。

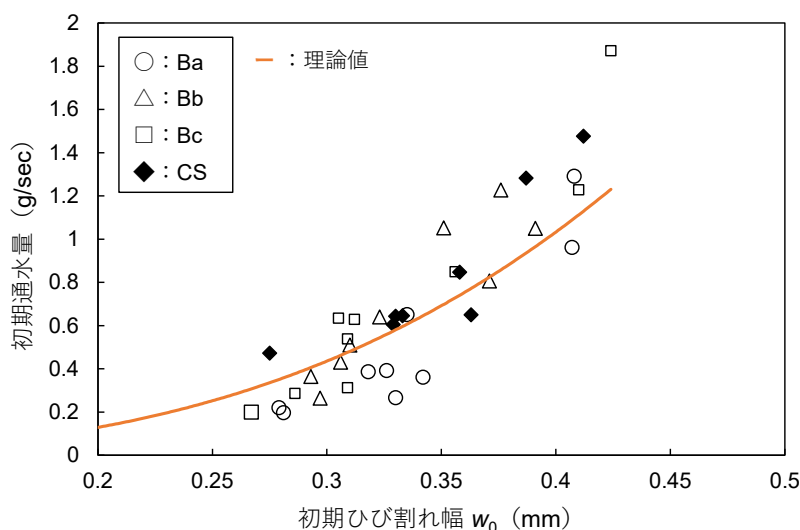


図 4-8 各種モルタルにおける初期通水量の理論値と実測値の比較

4.4.2 通水量の経時変化

各種モルタルの再養生期間における通水量の経時変化を図 4-9～図 4-12 に示す。通水量は、1 秒間にモルタルのひび割れから漏れ出た水の量 (g/sec) で整理した。各種モルタルの通水量は、いずれの再養生条件でも経過日数とともに減少しており、初期通水量から増加あるいは変化がない供試体はなかった。全体的な傾向として、再養生を開始してから早期の段階で大きく通水量が減少し、その後は緩やかに推移した。また、細骨材の種類によらず、水中および飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、気中に比べて通水量が著しく減少した。この 2 つの再養生条件では、通水が完全に停止する供試体が多く存在し、Ba は初期ひび割れ幅が 0.4 mm 以上でも閉塞した。特に、飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した供試体の中で初期通水量（≡初期ひび割れ幅）の小さいものは、再養生を開始してから 10 日未満で止水するものが複数あった。一方、気中で再養生した場合、再養生期間の初期では通水量が減少しているものの、しばらく日数が経過すると増加あるいは一定の水準で推移した。これに関して、気中では乾燥収縮の影響があったと考えられる。本実験の通水試験では、試験時の水の供給あるいは試験前に行う脱気処理において供試体のひび割れ部が水と接触する。そのため、再養生条件が気中であっても通水試験のスパンが短い期間（再養生期間の序盤）では、供試体のひび割れ部に水分が付着している状態が続き、ひび割れ表面の未水和セメント等が反応したことで通水量が減少したと考えられる。通水試験のスパンが長い期間（再養生期間の中盤以降）では、供試体のひび割れ部が乾燥する十分な時間があったことから、供試体が乾燥収縮の作用を受け、ひび割れの閉塞が進行しなかった（あるいは、乾燥ひび割れが生じた）と推察される。

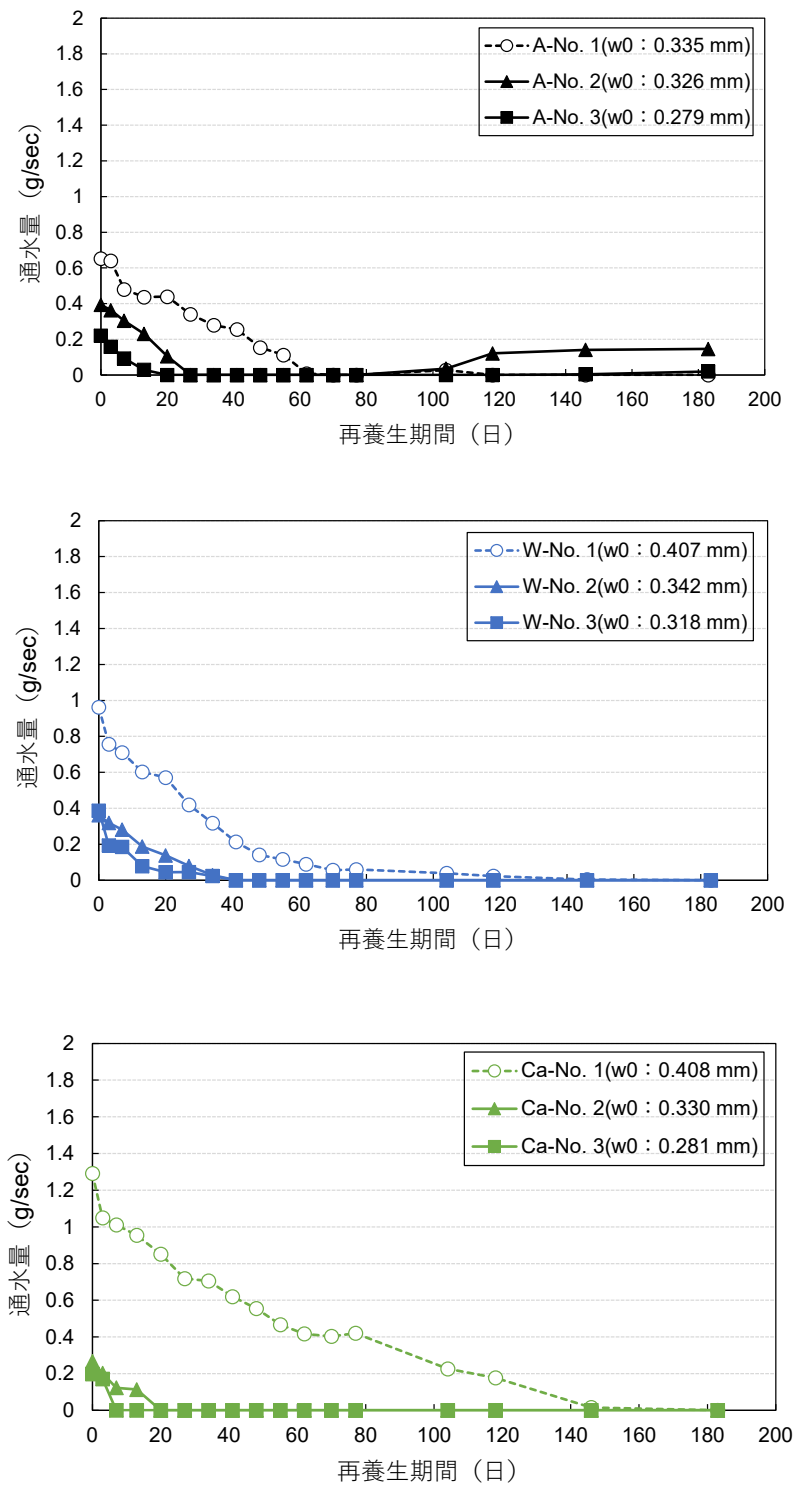


図4-9 Baの通水量の経時変化

(上：気中，中央：水中，下：飽和水酸化カルシウム水溶液中)

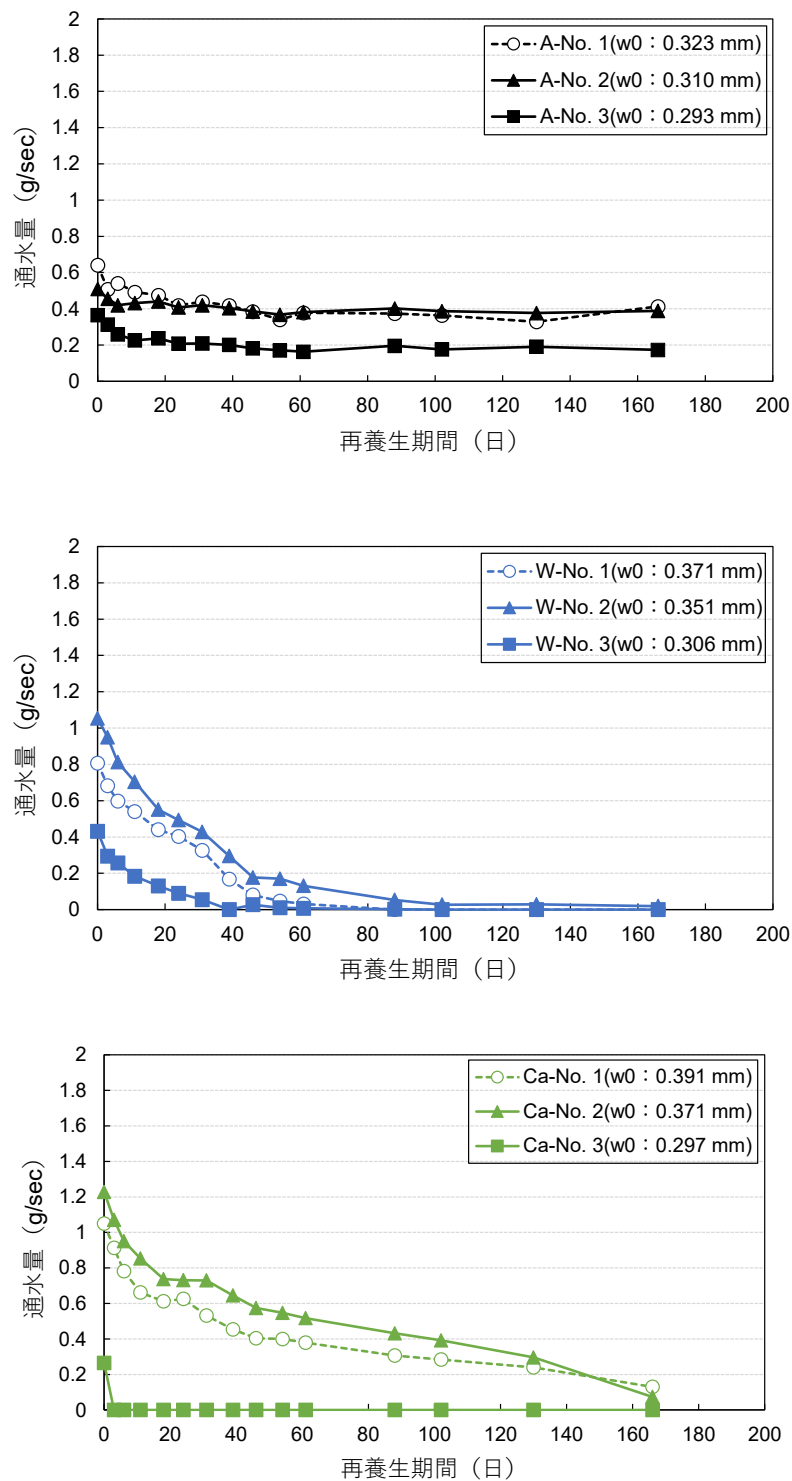


図4-10 Bbの通水量の経時変化

(上：気中，中央：水中，下：飽和水酸化カルシウム水溶液中)

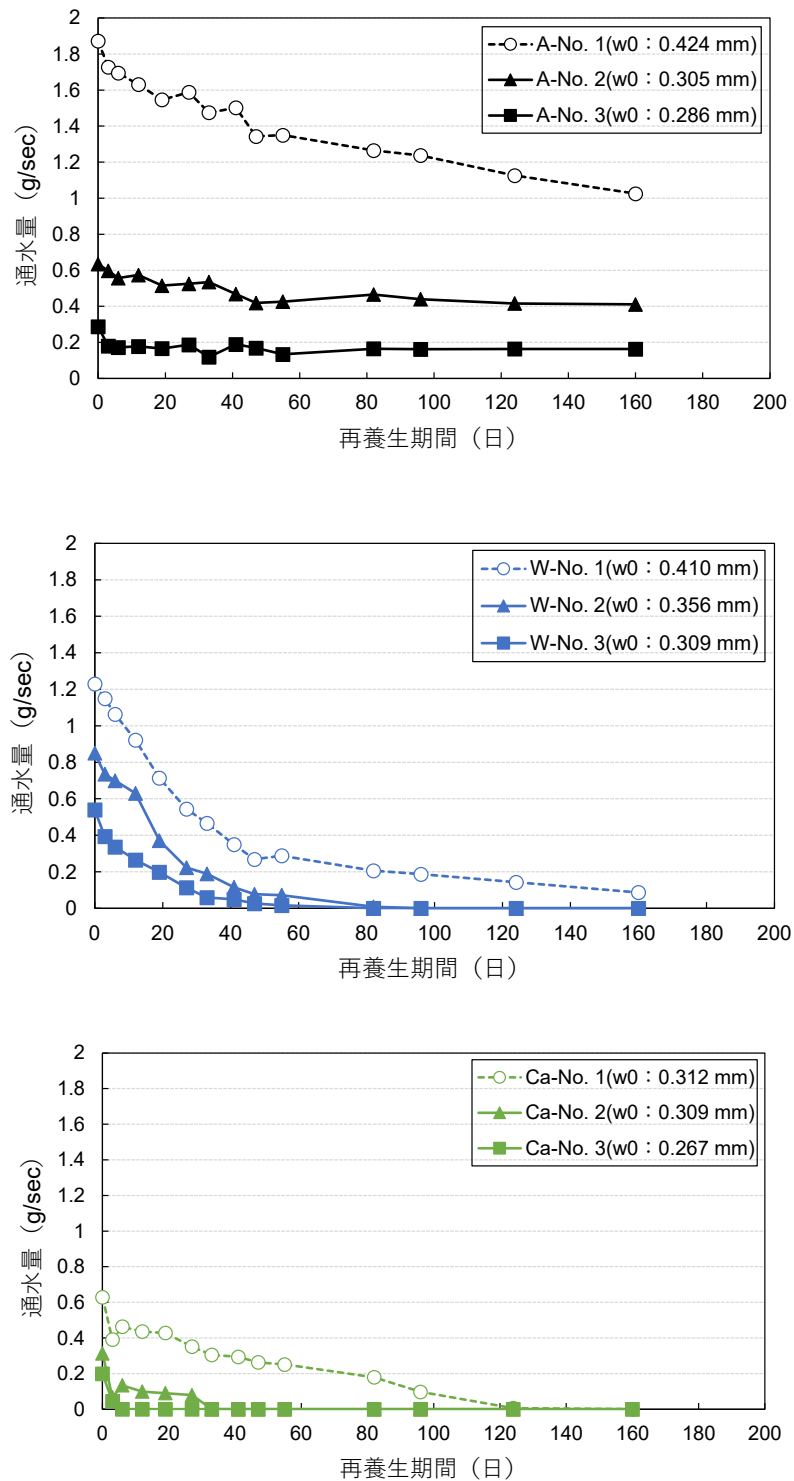


図4-11 Bcの通水量の経時変化

(上：気中，中央：水中，下：飽和水酸化カルシウム水溶液中)

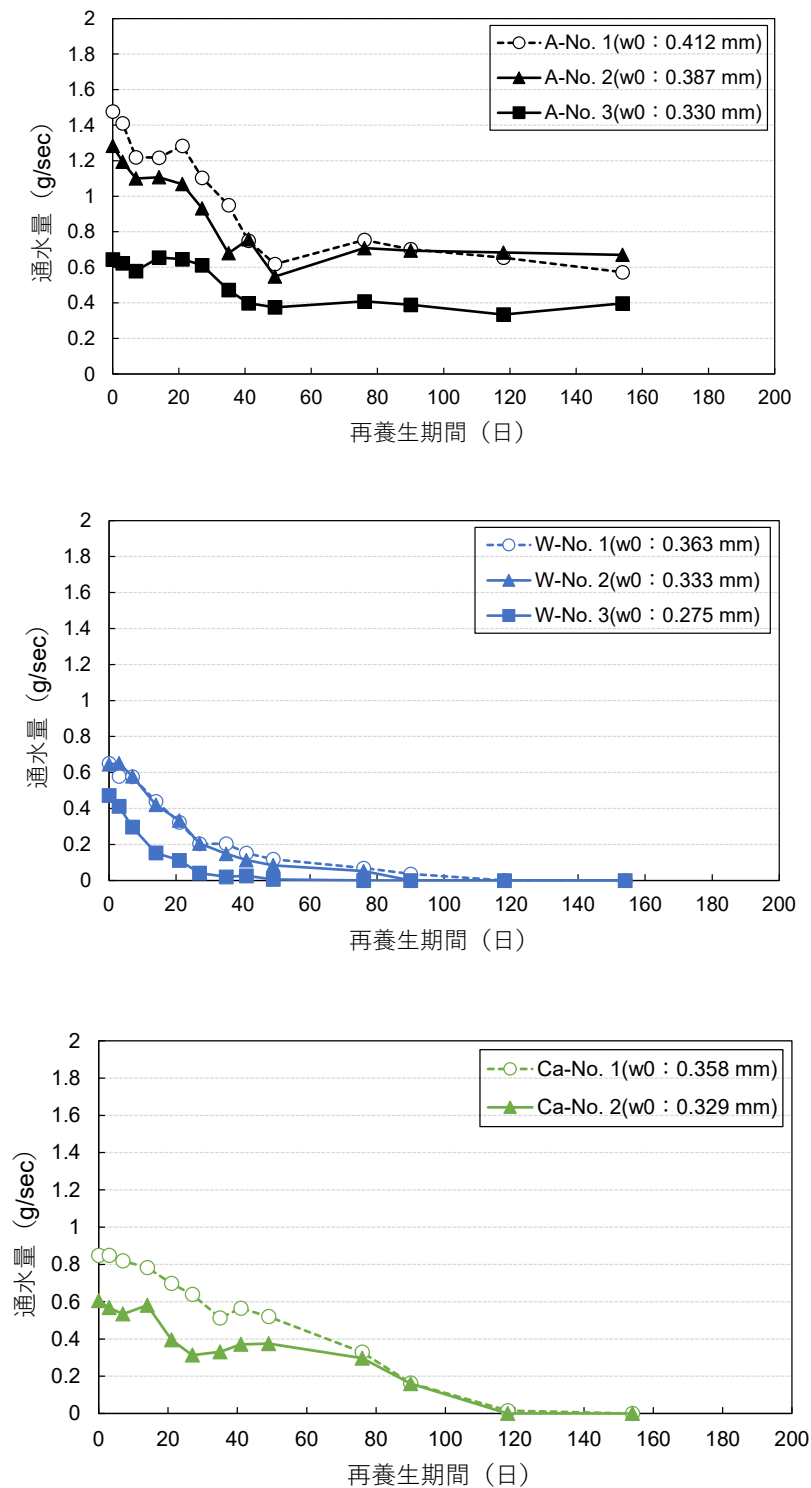


図4-12 CSの通水量の経時変化
(上：気中，中央：水中，下：飽和水酸化カルシウム水溶液中)

4.4.3 通水量比の経時変化

各種モルタルの再養生期間における通水量比の経時変化を図4-13に示す。通水量比は、通水試験の2回目以降に測定した通水量をそれぞれの初期通水量で除した値で整理した。なお、図中のデータは、図4-9～図4-12の各種モルタルの供試体3本あるいは2本の結果を平均したものである。気中では、Baの通水量比が再養生期間の序盤から急激に減少し、60日を経過した辺りで完全に止水した。しかし、それ以降に通水試験のスパンを長くとした場合、Baの通水量比は再び増加した。BbおよびBcは通水量比が0.6程度、CSは通水量比が0.5程度で変化が横ばいとなった。気中の再養生期間における増減の変化は、先述した通り、乾燥収縮の影響であると考えられる。また、Baと他のBFSモルタルの減少幅の差は、BFSの反応性に違いがあった可能性が考えられる。水中では、すべてのモルタルで通水量比の推移が概ね一致した。再養生期間が40日を経過する辺りまで通水量比が大きく減少し、その後は減少が緩やかとなった。飽和水酸化カルシウム水溶液中では、再養生を開始した直後（10日以内）にBa、BbおよびBcの通水量比が急激に減少し、その後は水中と同様に減少が緩やかとなった。一方、CSは再養生を開始した直後の通水量比の変化がBFSモルタルに比べ小さかった。これに関して、アルカリ環境下である飽和水酸化カルシウム水溶液中においてBFSの潜在水硬性が刺激され、これに由来する水和物の生成が促進されたことが考えられる。しかし、CSについても最終的に再養生期間が120日を経過した辺りで止水した。

上記より、モルタルのひび割れ自律治癒性能に関してBFSの優位性は明確に認められなかったものの、再養生条件が水中および飽和水酸化カルシウム水溶液中の場合にBFSモルタルにおいて初期ひび割れ幅が0.4 mm以上でもひび割れが閉塞できることがわかった。

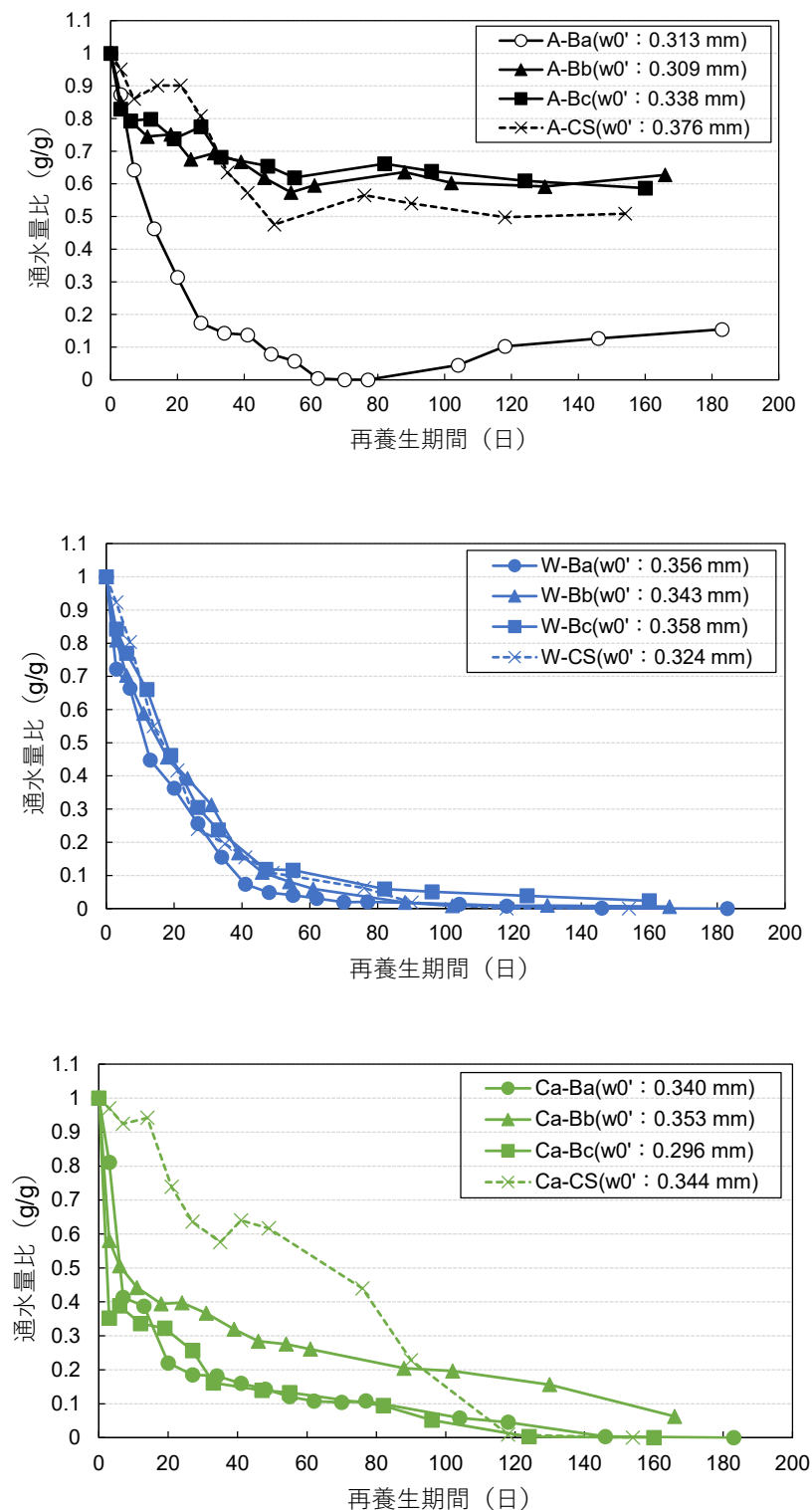


図4-13 各種モルタルにおける通水量比の経時変化
(上：気中，中央：水中，下：飽和水酸化カルシウム水溶液中)

4.5 まとめ

本章では、BFS モルタルの自律治癒性能について調べることを目的とした。あらかじめひび割れを導入したモルタルを対象に通水試験を実施し、ひび割れから漏れ出る通水量の経時的な変化を評価した。試験期間中、気中、水中、飽和水酸化カルシウム水溶液中の3パターンで再養生した。以下に、得られた知見を述べる。

- (1) モルタルに導入した初期ひび割れ幅と初期通水量には高い相関があり、初期通水量は初期ひび割れ幅の増大に伴い増加した。また、本実験における各種モルタルの通水量は、ハーゲン・ポアズイユ式に基づいたひび割れからの通水量に関する式(4-2)により概ね近似可能であることが確認された。
- (2) 各種モルタルの通水量は、いずれの再養生条件においても経過日数に伴い減少した。水中および飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、気中で再養生した場合よりも通水量の減少が大きかった。気中で再養生した場合、再養生期間の序盤で通水量が減少するものの、通水試験のスパンを長くすると通水量が増加あるいは一定の水準で推移した。この原因として、モルタルの乾燥収縮が考えられる。
- (3) 水中で再養生した場合、各種モルタルの通水量比の変化に違いはみられなかった。飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、再養生期間の序盤では砕砂を用いたCSモルタルに比べBFSモルタルの通水量比が著しく減少した。アルカリ環境下である飽和水酸化カルシウム水溶液中ではBFSの潜在水硬性が刺激されたことが考えられる。
- (4) 再養生条件として水中と飽和水酸化カルシウム水溶液中を比較すると、前者では再養生期間の約40日まで通水量比が大きく減少し、その後の減少は緩やかとなった。一方、後者では再養生を開始した直後(10日以内)に通水量比が急激に減少し、その後は水中と同様に緩やかに減少した。
- (5) 本実験における初期ひび割れ幅($w_0=0.35\pm0.1$ mm)の範囲では、水中あるいは飽和水酸化カルシウム水溶液中にて再養生することで、細骨材の種類によらず、モルタルのひび割れが最終的に閉塞することがわかった。
- (6) 以上より、各種モルタルにおける通水量の経時変化は再養生条件によって大きく異なることが明らかとなった。また、水中あるいは飽和水酸化カルシウム水溶液中にて再養生した場合、BFSモルタルでは初期ひび割れ幅が0.4 mm以上でも閉塞したことから、今後はBFSによりひび割れの閉塞が可能な限界値を調べる必要がある。

第4章の参考文献

- 4-1) 岸利治：コンクリートのひび割れ自己修復/自己治癒，日本画像学会誌，Vol. 54, No. 3, pp. 236-242, 2015
- 4-2) 五十嵐心一，国枝稔，西脇智哉：委員会報告 セメント系材料の自己修復性の評価とその利用法研究委員会，コンクリート工学年次論文集，Vol. 31, No. 1, pp. 37-42, 2009
- 4-3) A. Talaiekhozan, A. Keyvanfar, A. Shafaghat, R. Andalib, M. Z. A. Majid, M. A. F ulazzak, R. M. Zin, C. T. Lee, M. W. Hussin, N. Hamzah, N. F. Marwar, H. I. Haider: A Review of Self-healing Concrete Research Development, *Journal of Environmental Treatment Techniques*, Vol. 2, No. 1, pp. 1-11, 2014
- 4-4) S. Igarashi, M. Kunieda, T. Nishiwaki: “Research activity of JCI technical committee TC-075B” Autogenous healing in cementitious materials, *Proceedings of 4th International Conference on Construction Materials “Performance, Innovations and Structural Implications” ConMat’09 (Keynote Lecture)*, pp. 89-96, 2009
- 4-5) H. M. Jonkers; Bacteria-based self-healing concrete, *Heron Journal*, Vol. 56, No. 1/2, pp. 1-12, 2011
- 4-6) E. Tziviloglou, V. Wiktor, H. M. Jonkers, E. Schlangen: Bacteria-based self-healing concrete to increase liquid tightness of cracks, *Construction and Building Materials*, Vol. 122, pp. 118-125, 2016
- 4-7) E. Tziviloglou, Z. Pan, H. M. Jonkers, E. Schlangen: Bacteria-based Self-healing Mortar: An Experimental and Numerical Study, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol. 15, pp. 536-543, 2017
- 4-8) 羅承賢，濱幸雄，谷口円，佐川孝広：フライアッシュおよび高炉スラグ微粉末を混和したコンクリートの自己修復効果の比較，コンクリート工学年次論文集，Vol. 34, No. 1, pp. 1402-1407, 2012
- 4-9) 吉田行，山内稜，島多昭典：コンクリートのひび割れ自己修復性の評価法に関する

第4章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのひび割れ自律治癒性能

検討, 寒地土木研究所月報, No. 824, pp. 2-10, 2021

- 4-10) 地方独立法人 北海道立総合研究機構:自己修復コンクリートの修復性能向上と評価法に関する研究, 北方建築総合研究所 平成 23 年度 年報, pp. 53, 2012
- 4-11) 小出貴夫, 岸利治, 安台浩:細骨材をコアとした自己治癒材料造粒物を用いたモルタルの基礎的研究, セメント・コンクリート論文集, Vol. 66, pp. 243-250, 2012
- 4-12) 橋本涼太, 尾上幸造:高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの再養生によるひび割れ修復特性, セメント・コンクリート論文集, Vol. 73, pp. 214-221, 2020
- 4-13) JIS A 5011-1「コンクリート用スラグ骨材ー第1部:高炉スラグ細骨材」, 2018
- 4-14) JIS A 6206「コンクリート用高炉スラグ微粉末」, 2017
- 4-15) 公益財団法人 土木学会コンクリート委員会:高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート製品の設計・製造・施工指針(案), コンクリートライブラリー, 第155号, 2019
- 4-16) 齋藤尚, 岸利治:ひび割れからの通水量に基づく自己治癒性能の評価試験方法の一提案, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 1, pp. 1341-1346, 2018
- 4-17) 公益社団法人 日本コンクリート工学会:コンクリートのひび割れ調査, 補修・補強指針ー2013ー, 2013
- 4-18) 生駒勇人, 岸利治:自己治癒現象に関わるコンクリートのひび割れ初期通水量の急速抑制メカニズムの解明, コンクリート工学年次論文集, Vol. 36, No. 1, pp. 1648-1653, 2014
- 4-19) 伊藤洋, 坂口雄彦, 西山勝栄, 清水昭男:コンクリートクラック内の透水性に関する実験的研究, セメント技術年俵, Vol. 41, pp. 217-220, 1987
- 4-20) 壺岐直之, 清宮理, 山田昌郎, 高野誠紀:沈埋トンネル側壁のひびわれからの漏水と自癒効果の確認実験, コンクリート工学年次論文集, Vol. 17, No. 1, pp. 737-742, 1995

- 4-21) 坂田昇, 平石剛紀, 渡嘉敷勝, 増川晋, 長束勇: 高靱性セメント複合材料のひび割れ部における透水性の検討, 農業農村工学会全国大会講演要旨集, pp. 774-775, 2007

第 5 章

高炉スラグ細骨材を用ひの品質評価試験（案）
の省力化に向けた試験方法の改善

5.1 緒言

高炉スラグ細骨材（BFS）の品質は、JIS A 5011-1⁵⁻¹⁾において化学成分、物理的性質、粒度、粗粒率、微粒分量、貯蔵の安定性、環境安全品質基準が規定されている。これらに加えて、BFS の品質で重要な項目として反応性がある。BFS の反応性は、製造段階での冷却工程、粒度調整、磨砕加工等の影響を受けることから、製造事業所や製造ロットによって相違があるものとされている⁵⁻²⁾。そのため、現在、BFS の反応性を確認するための試験方法として、「モルタル小片試験体を用いた塩水中での凍結融解による高炉スラグ細骨材の品質評価試験方法（案）」⁵⁻³⁾（JSCE-C 507-2018）および「モルタル円柱供試体を用いた硫酸浸せきによる高炉スラグ細骨材の品質評価試験方法（案）」⁵⁻⁴⁾（JSCE-C 508-2018）が土木学会規準として制定されている。JSCE-C 507-2018 は、BFS の凍結融解作用に対する抵抗性を調べることで BFS のセメントペーストとの界面における反応性を評価する試験方法である。JSCE-C 508-2018 は、BFS の硫酸による浸食に対する抵抗性を調べることで BFS の硫酸との反応性に由来する品質を評価する試験方法である。これらは、BFS の品質を評価する上で非常に有益であるが、一度の試験に要する作業負担がそれなりに大きい。今後、BFS の適用範囲を拡大していくためには、省力化を含めた試験方法の改善を行い、生産性向上を図ることが必要であると考ええる。

本章では、JSCE-C 507-2018 および JSCE-C 508-2018 の試験方法の改善を目的として、2つのシリーズを検討した。シリーズ1では、主に供試体に用いる試料に焦点を当て、BFS の粒度調整の有無および高炉スラグ微粉末（GGBS）の使用が試験結果に及ぼす影響を評価した。シリーズ2では、実験計画法を用いて試験条件が試験結果に及ぼす影響を評価した。

なお、本研究の成果は既報⁵⁻⁵⁾にて公表済みである。

5.2 先行研究

川戸ら⁵⁻⁶⁾は、JSCE-C 507-2018 および JSCE-C 508-2018 において、いくつかの条件を変えて試験を行い、結果に及ぼす影響を考察している。JSCE-C 507-2018 において、BFS の品質ポテンシャルを評価するためには、現行規準（案）よりも長い養生期間（28日間）が必要と考えられること、現行規準（案）の試験期間7サイクルが適切であること、現行規準（案）は凍結融解だけでなく溶脱の影響も含めて BFS の品質を評価していると考えられることを報告している。また、JSCE-C 508-2018 において、溶液交換を行う場合の方が行わない場合よりも細骨材の性能差をより明確化できると述べている。

上記の先行研究を踏まえ、BFS の2つの品質評価試験方法の改善に向けた新たな知見を得るために、試験方法における試料や諸条件が試験結果に及ぼす影響について調べた。

5.3 実験概要

5.3.1 高炉スラグ細骨材の粒度調整と高炉スラグ微粉末の使用が試験結果に及ぼす影響（シリーズ1）

JSCE-C 507-2018 では、試験に用いる BFS は表 5-1 の粒度分布に調整するように規定されている。これは、同一ロットの BFS を用いた場合であっても、試験に用いる粒度分布が異なった場合、BFS とセメントペーストの接触面積が異なり、反応性に相違が生じることを考慮したものである。一方、JSCE-C 508-2018 では粒度分布に規定はなく、代表的な試料を縮分して試験に用いるように規定されている。上記を踏まえて、国内 5 つの製造事業所から BFS を取り寄せ、JSCE-C 508-2018 および JSCE-C 508-2018 において、BFS の粒度調整が試験結果に及ぼす影響を評価した。さらに、高炉セメント B 種を使用する場合を想定し、普通ポルトランドセメント質量の 50%を GGBS で置換することによる試験結果への影響を評価した。なお、BFS との比較のために標準砂を用いた試験も実施した。

表 5-1 JSCE-C 507-2018 における BFS の粒度調整の粒度分布

ふるいの公称目開き		質量分率 (%)
通過	残留	
4.75 mm	2.36 mm	0
2.36 mm	1.18 mm	5
1.18 mm	600 μ m	35
600 μ m	300 μ m	40
300 μ m	150 μ m	20

(1) 使用材料

本実験で使用した材料および各種物性は表 5-2 の通りである。セメントには、3 銘柄の普通ポルトランドセメントを等量混合して用いた。GGBS をセメントに置換する場合、モルタル配合における結合材の SO_3 量を統一するために無水石膏 (CaSO_4) を少量添加した。細骨材には、JIS A 5011-1⁵⁻⁷⁾の区分における 5~0.3 mm 高炉スラグ細骨材 (BFS-a)、1.2 mm 高炉スラグ細骨材 (BFS-b)、2.5 mm 高炉スラグ細骨材 (BFS-c)、2.5 mm 高炉スラグ細骨材 (BFS-d)、5 mm 高炉スラグ細骨材 (BFS-e) および標準砂を用いた。BFS の粒度分布を図 5-1 に示す。また、シリーズ 1 の硫酸浸漬試験では、PAE (フタル酸エステル類) 化合物を主成分とする高性能減水剤を用いた。

表 5-2 使用材料および各種物性

材料	各種物性
普通ポルトランドセメント（3 銘柄）	密度：3.15 g/cm ³ ， 3.16 g/cm ³ ， 3.16 g/cm ³
GGBS	密度：2.91 g/cm ³ ， 比表面積：4070 cm ² /g
硫酸塩（CaSO ₄ ）	無水石膏
BFS-a	表乾密度：2.71 g/cm ³ ， 吸水率：1.99%， 実積率：58.0%， 粗粒率：3.22
BFS-b	表乾密度：2.72 g/cm ³ ， 吸水率：1.41%， 実積率：63.0%， 粗粒率：2.42
BFS-c	表乾密度：2.81 g/cm ³ ， 吸水率：0.81%， 実積率：63.9%， 粗粒率：2.65
BFS-d	表乾密度：2.74 g/cm ³ ， 吸水率：0.66%， 実積率：60.3%， 粗粒率：2.32
BFS-e	表乾密度：2.78 g/cm ³ ， 吸水率：0.38%， 実積率：60.1%， 粗粒率：2.42
標準砂	表乾密度：2.65 g/cm ³ ， 吸水率：0.42%， 実積率：66.7%

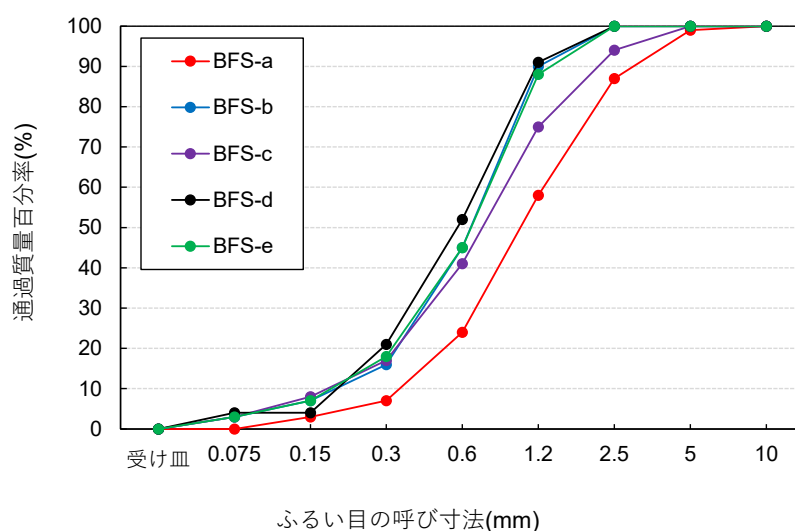


図 5-1 シリーズ 1 で使用した BFS の粒度分布

(2) モルタルの配合および試験条件

凍結融解試験および硫酸浸漬試験における配合条件をそれぞれ表 5-3 および表 5-4 に示す。それぞれの試験において、BFS の種類、粒度調整の有無、GGBS 置換率（0%, 50%）を実験パラメータとした 5 種類、4 水準の計 20 配合のモルタルを作製した。標準砂を用いた配合は、GGBS 置換率（0%, 50%）を実験パラメータとした計 2 配合である。

表 5-3 凍結融解試験の配合条件

使用 細骨材	粒度 調整	GGBS 置換率 (%)	W/B (%)	W (g)	B (g)			S (g)
					C	GGBS	CaSO ₄	
BFS	あり	0	0.5	300	600	0	0	1350
		50			300	289	11	
	なし	0			600	0	0	
		50			300	289	11	
標準砂	なし	0			600	0	0	
		50			300	289	11	

太字：JSCE-C 507-2018 における配合条件

表 5-4 硫酸浸漬試験の配合条件

使用 細骨材	粒度 調整	GGBS 置換率 (%)	W/B (%)	W (g)	B (g)			S (g)
					C	GGBS	CaSO ₄	
BFS	あり	0	0.3	240	800	0	0	1360
		50			400	385.3	14.7	
	なし	0			800	0	0	
		50			400	385.3	14.7	
標準砂	なし	0			800	0	0	
		50			400	385.3	14.7	

太字：JSCE-C 508-2018 における配合条件

配合条件以外の試験方法は、JSCE-C 507-2018 および JSCE-C 508-2018 に準拠した。シリーズ 1 の硫酸浸漬試験においてモルタルの 0 打フロー値 150~200 を得るための高性能減水剤使用量は BFS の銘柄によって異なり、結合材に対して 1.5~6.0%であった。なお、0 打フローとは、JIS R 5201⁵⁻⁸⁾に規定するフロー試験において、フローコーンを引き上げた直後で落下運動を与える前のモルタルフローである。凍結融解試験および硫酸浸漬試験において

測定したフロー値を表5-5にまとめた。BFSの種類により硫酸浸漬試験の0打フロー値が150～200の範囲を満たさないものが存在したが、それらに関しても同様に試験を行った。

モルタルの練混ぜは、パン型ミキサを用い、以下の手順で実施した。①水とセメントを投入し、低速で30秒攪拌。②一時停止後、30秒以内に細骨材を投入。③低速で30秒攪拌し、高速で30秒攪拌。④一時停止後、ミキサ内の側面およびミキシングブレードに付着したモルタルをかき落とし、60秒静止。⑤高速で60秒の攪拌。

表5-5 凍結融解試験および硫酸浸漬試験におけるフロー値（シリーズ1）

細骨材 種類	配合条件		凍結融解試験	硫酸浸漬試験	
	粒度 調整	GGBS 置換率 (%)	15 打 フロー値	0 打 フロー値	SP (%)
BFS-a	あり	0	113×112	105×104	12.5
		50	118×118	109×108	12.5
	なし	0	156×151	146×144	3.5
		50	148×144	153×150	2.3
BFS-b	あり	0	149×144	126×126	11.0
		50	156×151	161×155	6.0
	なし	0	188×185	154×152	3.6
		50	188×189	198×190	1.7
BFS-c	あり	0	193×187	174×179	3.4
		50	192×188	185×176	1.7
	なし	0	222×221	150×150	3.4
		50	217×212	152×150	1.5
BFS-d	あり	0	136×135	113×107	8.0
		50	147×146	153×150	5.0
	なし	0	173×173	158×153	3.6
		50	177×168	166×159	1.7
BFS-e	あり	0	160×160	126×123	8.5
		50	166×160	151×150	4.0
	なし	0	202×189	193×182	5.0
		50	194×194	170×163	1.7
標準砂	なし	0	235×231	150×150	3.0
		50	226×227	188×186	2.0

SP：結合材質量に対する高性能減水剤の質量

(3) 凍結融解試験（JSCE-C 507-2018）

凍結融解試験は、試験容器にモルタル小片試験体および塩化ナトリウム溶液を投入したもの（写真 5-1）を作製し、凍結融解サイクルを与え、質量残存率を算出することで BFS の反応性を評価した。

鋼製三連型枠を用い、モルタル 1 配合あたり 3 つの角柱供試体（40 mm×40 mm×160 mm）を作製した。モルタルを練り混ぜた直後に型枠の 1/2 の高さまで詰め、突き棒を用いてその先端が 5 mm 入る程度に供試体 1 本あたり約 15 回突き、次にモルタルを型枠の上端より約 5 mm 盛り上がるように詰め、1 層目と同様の処理を施し、最後に余盛り部分を削り取り、上面を平滑に均した。モルタルの打設後、温度 $20 \pm 2^{\circ}\text{C}$ および相対湿度 80% 以上の状態で 24 ± 2 時間静置した後に脱型し、材齢 7 日まで $20 \pm 2^{\circ}\text{C}$ で水中養生を行った。

その後、それぞれの角柱供試体からダイヤモンドカッターを用いて、打設面から 10 mm よりも深い位置から一辺が 10 ± 2 mm となる立方体を 7 個切り出し（写真 5-2）、材齢 14 日まで $20 \pm 2^{\circ}\text{C}$ で水中養生したものを試験体とした。

塩化ナトリウム溶液は、塩化ナトリウムにイオン交換水を加えて 5 mass% としたものをを用いた。使用した溶液の量は、試験体質量の 10 ± 0.05 倍である。

試験体および塩化ナトリウム溶液を非金属性の容器に投入して恒温恒湿試験機に静置し、凍結融解サイクルを 7 サイクル（図 5-2）実施した。1 サイクル当たり 16 時間の凍結工程および 8 時間の融解工程で構成されており、凍結工程では試験装置内の気相の温度を $-18 \pm 2^{\circ}\text{C}$ で 12 時間以上保ち、融解工程では最高温度を $20 \pm 2^{\circ}\text{C}$ で標準とし、5 時間以上この温度を保った。

凍結融解サイクル実施後の試験体において、公称目開き 4.75 mm のふるいに留まるモルタル塊状部のみを取り出し、その質量を測定し、以下の式（5-1）を用いて質量残存率を測定した。

$$R_7 = \frac{m_7}{m_0} \times 100 \quad (5-1)$$

ここで、 R_7 ：材齢 14 日まで水中養生した試験体の凍結融解 7 サイクルでの質量残存率（%）， m_7 ：凍結融解 7 サイクル時点で 4.75 mm の塊状として残存する試験体の質量（g）， m_0 ：凍結融解作用を与える前の試験体の合計質量（g）である。

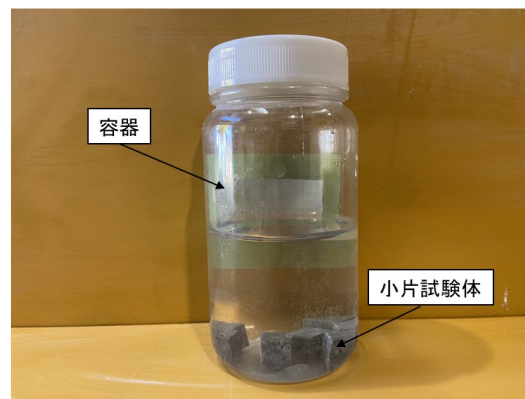


写真 5-1 凍結融解試験の試験容器と供試体



写真 5-2 試験片の切断

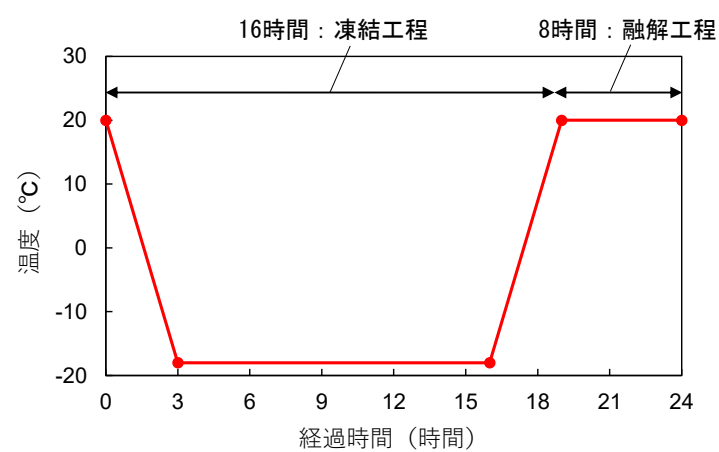


図 5-2 凍結融解サイクルの工程

(4) 硫酸浸漬試験（JSCE-C 508-2018）

硫酸浸漬試験は、モルタル円柱供試体を硫酸に浸漬し、浸食深さを測定することで BFS の硫酸との反応性に由来する品質を評価するものである。

モルタル円柱供試体（Φ50 mm×100 mm）を1配合当たり3本作製した。型枠には JSCE-F 506⁵⁻⁹⁾に規定されているものを用いた。モルタルの練混ぜ後、ほぼ等しい2層に分けて型枠に詰め、その各層を突き棒で5回突き、穴が残る場合には型枠側面を木槌で軽く叩いて突き穴が無くなるようにした。最後にモルタルを型枠の上端より約5 mm 盛り上がるように詰め、余盛部分を削り取り、上面を平滑に均した。モルタルの打設後、温度 20±2℃および相対湿度 80%以上の状態で 24±2 時間静置した後、脱型し、材齢 28 日まで 20±2℃の水中にて養生した。

供試体は、1つの容器に1本立てるように入れ、あらかじめ 5 mass%に調整した希硫酸を、試験開始時の供試体の体積の5倍になるように分取し、容器に投入した（写真 5-3）。希硫酸は7日毎に全量入れ替え、交換する度に供試体の上下を逆さにして立てるように入れ、20±2℃の室内で 56 日間浸漬した。

浸漬後、供試体の高さの中央でダイヤモンドカッターにより切断し、切断面を乾燥させ、フェノールフタレイン溶液を噴霧した。呈色面において最大とみなす直径と、その直交する方向の直径を 0.5 mm の単位で測定し、それらを平均して呈色面の直径を算出した。硫酸による浸食深さは以下の式（5-2）を用いて算出した。

$$y_s = \frac{D - \bar{D}}{2} \quad (5-2)$$

ここで、 y_s ：硫酸による浸食深さ（mm）、 D ：試験開始前の供試体の直径（mm）、 \bar{D} ：呈色面の直径（mm）である。

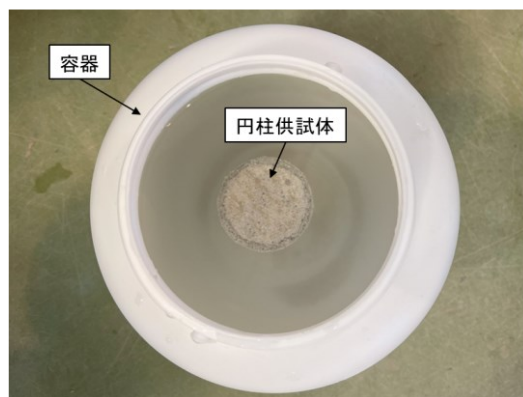


写真 5-3 硫酸浸漬試験の試験容器と供試体

5.3.2 実験計画法による影響因子の特定（シリーズ2）

シリーズ2ではシリーズ1の結果をもとに、実験計画法⁵⁻¹⁰⁾の考え方をを用いて JSCE-C 507-2018 および JSCE-C 508-2018 における各種試験条件が試験結果に及ぼす影響を評価した。

(1) 実験計画法

実験計画法とは、少数の実験を行うことで、個々の因子に加え因子間の交互作用についても有意であるかどうか分散分析を用いて判断する方法である。本実験では、4 因子 2 水準で凍結融解試験および硫酸浸漬試験を実施した。両試験において試験結果に影響を及ぼすと考えられる因子を抽出し、現行規準（案）の試験条件を水準 1 に、現行と異なる試験条件を水準 2 に設定した。両試験における因子および水準は表 5-6 に示す通りである。これらの因子に関して、線点図⁵⁻¹⁰⁾を利用し表 5-7 の L_{16} 直交表に割り付け、それぞれの試験において 16 パターンの実験を行った。なお、特性値として、凍結融解試験では質量残存質、硫酸浸漬試験では浸食深さを用いた。

表 5-6 抽出した因子および水準

試験	抽出した因子	水準	
		1	2
凍結 融解 試験	A：粒度調整の有無	あり	なし
	B：試験開始時材齢（日）	14	28
	C：試験片作製方法	切断	ラバー
	D：試験片の一辺の長さ（mm）	10	20
硫酸 浸漬 試験	A：0 打フロー値	150～200	100～150
	B：硫酸水溶液入替の頻度	7 日毎	14 日毎
	C：硫酸水溶液と供試体の体積比	8.5	2.2
	D：硫酸水溶液の濃度（%）	5	10

表 5-7 L_{16} 直交表

No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	R_7	y_s
	A	B	A×B	C	A×C	B×C		D	A×D	B×D		C×D					
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	79.6	3.5
2	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	89.8	7.0
3	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	77.4	2.3
4	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	96.1	5.9
5	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	96.7	2.5
6	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	99.5	6.3
7	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	89.7	1.9
8	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	96.0	3.5
9	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	76.7	2.8
10	2	1	2	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	90.7	7.3
11	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	69.5	2.4
12	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2	91.0	5.5
13	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	79.4	3.1
14	2	2	1	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	96.3	7.0
15	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	1	2	83.0	1.9
16	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	2	1	90.6	3.4

R_7 : 質量残存率 (%), y_s : 浸食深さ (mm)

a) 凍結融解試験

凍結融解試験において JSCE-C 507-2018 から抽出した因子は、A：粒度調整の有無，B：試験開始時材齢，C：試験片作製方法，D：試験片一辺の長さである．因子 A について，後述するように，シリーズ 1 より凍結融解試験における BFS の粒度調整が試験結果に影響を及ぼすことが明らかとなったため，これを採用した．因子 B について，川戸ら⁵⁻⁶⁾の研究結果を踏まえ，現行規準（案）の材齢 14 日に加えて材齢 28 日間としたケースについて検討した．因子 C に関して，現行規準（案）では試験片を 40 mm×40 mm×160 mm の角柱供試体からダイヤモンドカッターにより切り出す方式がとられている．これに対し，本実験では，あらかじめ所定のサイズになるように区切られたラバー製型枠（写真 5-4）にモルタルを打設し，硬化後に取り出す方法についても検討した．なお，角柱供試体から切り出す方式を用いるケースにおいて，切断は試験開始時材齢にかかわらず，試験開始 7 日前に実施した．因子 D について，現行規準（案）では，試験体 1 つ当たり 10 mm の試験片を 5～7 個用いるように規定されている．本実験では，一辺が 20 mm の試験片を用いた試験と比較するために，1 つの試験体 1 個に用いる試験片の数を，10 mm については 8 個とし，20 mm については 1 個とした．

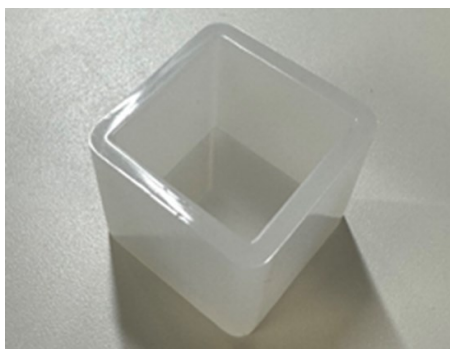
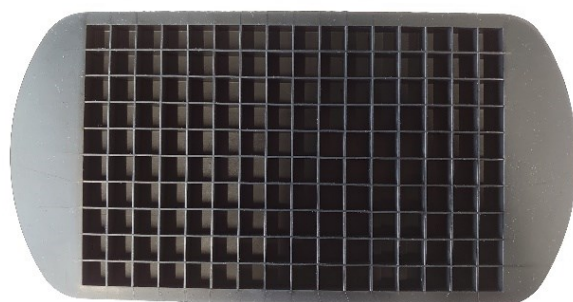


写真 5-4 ラバー製型枠

（上：一辺 10 mm の試験片作製に使用，下：一辺 20 mm の試験片作製に使用）

b) 硫酸浸漬試験

硫酸浸漬試験において JSCE C 508-2018 から抽出した因子は、A：0 打フロー値、B：硫酸水溶液入替の頻度、C：硫酸水溶液と供試体の体積比、D：硫酸水溶液の濃度である。因子 A に関して、現行規準（案）ではモルタルの 0 打フロー値は、150～200 の範囲になるように高性能減水剤を添加することが規定されている。本実験では、材料分離が発生しない範囲で、0 打フロー値が 150～200 および 100～150 となるようにモルタルを作製し、影響評価を実施した。また、因子 B に関して、現行規準（案）では希硫酸に浸漬する際、1 本の供試体を 1 つの容器に立てるように入れ、試験開始時の供試体体積の 5 倍以上の希硫酸を投入する方法が規定されている。本実験では、現行規準（案）に従い、先に写真 5-3 で示したように 1 つの容器に供試体を 1 本入れ、供試体上面が硫酸に浸漬している状態（硫酸水溶液と供試体の体積比：8.5）を水準 1 とした。これに対して、写真 5-5 の 1 つの容器に供試体を 3 本入れ、供試体上面が硫酸に浸漬している状態（硫酸水溶液と供試体の体積比：2.2）を水準 2 とした。



写真 5-5 硫酸浸漬試験の試験容器と供試体（水準 2 の場合）

(2) 使用材料

本実験で使用した材料および各種物性は表5-8の通りである。シリーズ1と同様に、セメントには、3銘柄の普通ポルトランドセメントを等量混合して用いた。細骨材には、JIS A 5011-1⁵⁻⁷⁾の区分における2.5 mm 高炉スラグ細骨材（表乾密度：2.68 g/cm³，吸水率：0.61%，実積率：58.2%，粗粒率：2.37）を用いた。BFSの粒度分布を図5-3に示す。シリーズ2の硫酸浸漬試験ではポリカルボン酸エーテル系化合物を主成分とする高性能減水剤を用いた。

表5-8 使用材料および各種物性

材料	物性
普通ポルトランドセメント（3銘柄）	密度：3.15 g/cm ³ ，3.16 g/cm ³ ，3.16 g/cm ³
BFS	表乾密度：2.68 g/cm ³ ，吸水率：0.61%， 実積率：58.2%，粗粒率：2.37

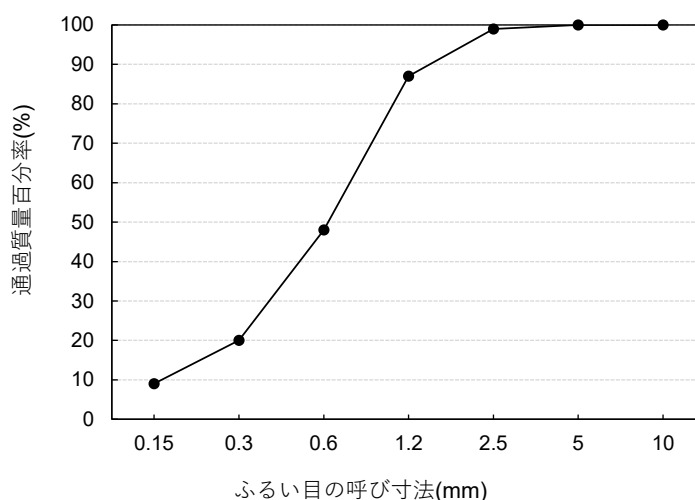


図5-3 シリーズ2で使用了した BFS の粒度分布

(3) 試験方法

凍結融解試験および硫酸浸漬試験に関して、抽出した因子に関わる試験方法以外は、それぞれ JSCE-C 507-2018 および JSCE-C 508-2018 に準拠した。シリーズ2の硫酸浸漬試験における高性能減水剤使用量は、0打フロー値が150～200のときセメント質量の1.6%，0打フロー値が100～150のときセメント質量の1.2%であった。凍結融解試験および硫酸浸漬試験において測定したフロー値を表5-9にまとめた。

表 5-9 凍結融解試験および硫酸浸漬試験におけるフロー値（シリーズ 2）

No.	凍結融解試験	硫酸浸漬試験	
	15 打フロー値	0 打フロー値	SP (%)
1	130×131	166×163	1.5
2	127×127	167×158	1.6
3	127×127	157×160	1.6
4	145×144	156×154	1.6
5	124×124	176×173	1.6
6	129×130	172×161	1.6
7	133×132	159×151	1.6
8	126×129	159×156	1.8
9	163×162	117×113	1.2
10	161×159	125×122	1.2
11	160×158	121×120	1.2
12	160×161	116×115	1.2
13	164×167	133×131	1.2
14	164×165	123×120	1.2
15	169×169	121×122	1.2
16	169×168	122×123	1.2

SP：結合材質量に対する高性能減水剤の質量

5.4 実験結果

5.4.1 シリーズ1

(1) 凍結融解試験の結果

凍結融解試験の結果を図5-4に示す。下横軸に GGBS 置換率, 上横軸に粒度調整の有無, 縦軸に質量残存率をとっている。

本実験で使用した BFS は, 粒度調整を施すことにより質量残存率が大きくなる傾向にあることがわかる。元々の BFS の粗粒率が 2.32~3.22 であったのに対し, 粒度調整を施すことで粗粒率が 2.55 となった。このように, 細粒分の割合が多くなったことによる反応性の向上が原因として考えられる。特に BFS-a において改善効果が大きい, これは元の粗粒率が 3.22 であり他の BFS よりも粒度調整による差が大きかったためと考えられる。上記より, BFS の粒度が試験結果に対して影響を及ぼすことがわかった。

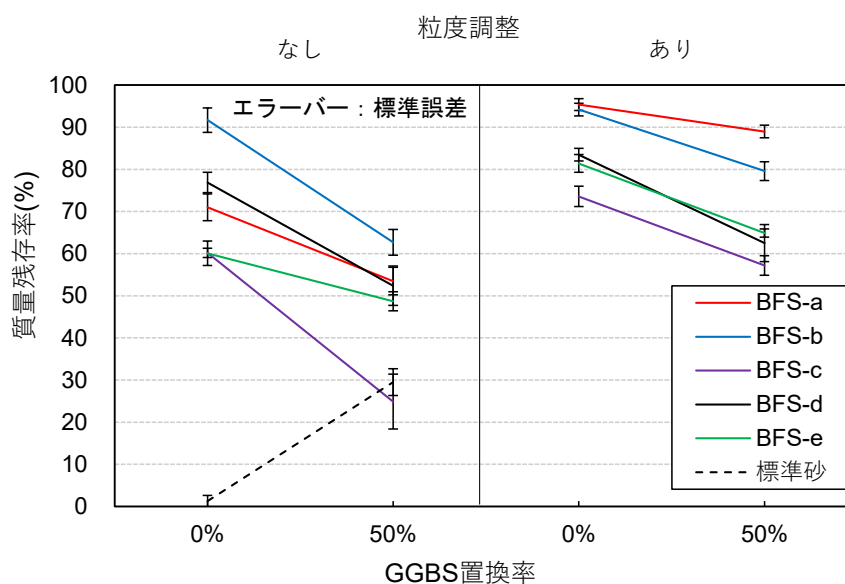


図5-4 凍結融解試験の結果（シリーズ1）

また, 同図より, BFS を用いたモルタルにおいて GGBS 置換率を 50%とした場合, 0%のときよりも質量残存率が小さくなっている。一方, 標準差を用いたモルタルは GGBS 置換率を 50%とした場合に質量残存率が増大している。まず, GGBS 置換率 0%の場合, 細骨材の種類による質量残存率の差は BFS の反応性に起因すると考えられる。すなわち, 水中養生 14 日程度であっても, BFS の水和反応による骨材-ペースト界面の緻密化は生じること

が示唆される。ここで、斎藤ら⁵⁻¹¹⁾は、GGBSを置換することでコンクリートの初期強度が低下することを報告している。また、檀ら⁵⁻¹²⁾は、GGBSを用いた場合にスケーリングが増大する理由として圧縮強度が低くなることを挙げている。これらのことを踏まえると、BFSを用いたモルタルのGGBS置換率50%における質量残存率がGGBS置換率0%のときよりも低下したのは、モルタルの圧縮強度が低かったためと考えられる。後日、BFS-aを用いて養生期間を28日とした試験を実施した結果、質量残存率は粒度調整ありの場合、96.8%および96.5%(GGBS置換率:0%および50%)、粒度調整なしの場合、98.8%および98.3%(GGBS置換率:0%および50%)あった。したがって、水中養生期間を十分に設けることでBFSとGGBSを併用した場合でも質量残存率は増大すると考えられる。GGBS置換率50%の場合、標準砂を用いたモルタルの質量残存率がGGBS置換率0%のときよりも向上した理由については上記の圧縮強度の傾向からは説明することができず、今後さらに検討を要するが、GGBSによるペースト部の緻密化が塩分浸透をある程度抑制した可能性も一因として考えられる。

(2) 硫酸浸漬試験の結果

硫酸浸漬試験の結果を図5-5に示す。下横軸にGGBS置換率、上横軸に粒度調整の有無、縦軸に浸食深さをとった。

GGBS置換率0%の供試体において、BFSを用いたものは浸食深さが3mm前後となり、標準砂と比較するとかなり小さいことが分かる。BFSを用いた場合に耐硫酸性が向上する

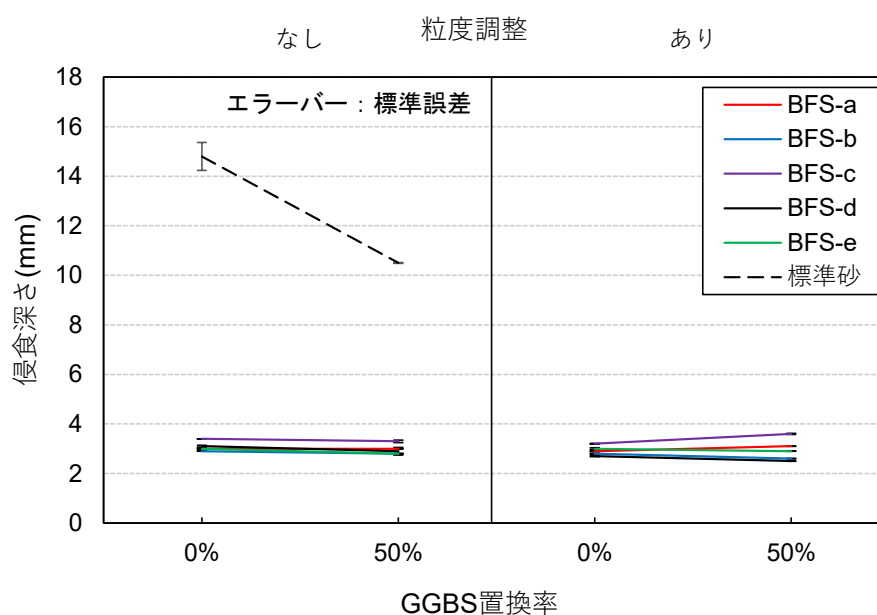


図5-5 硫酸浸漬試験の結果（シリーズ1）

理由は、BFSの成分がセメントとほぼ同じであるため、硫酸との反応によって生じる二水石膏の膜が不均質とならずに緻密になるためであるとされている⁵⁻¹³⁾。これに関して、5種類のBFSの一例としてBFS-aと標準砂の硫酸浸漬期間における相対質量の変化を図5-6に示す。BFS-aは硫酸浸漬期間において相対質量が減少していないのに対し、標準砂は浸漬開始時点から減少した。この結果からも、BFSでは緻密で剥がれにくい二水石膏の膜が形成されていることがわかる。

BFSを用いた供試体において、粒度調整の有無で浸食深さを比較すると、その差は5種類の平均で0.2mm程度であり、粒度調整が浸食深さに及ぼす影響は小さいといえる。坂本ら⁵⁻¹⁴⁾は、試験条件は異なるがBFSを1.18mm、0.6mm、0.3mm、0.15mmに分級したものをを用いた硫酸浸漬試験を実施している。その結果、浸食深さの差の最大値は推定約0.5mmとなり、粒形の小さいBFSほど硫酸劣化に対してより有効となる傾向があることを確認している。本実験において、このような傾向がみられなかった原因として、坂本らの研究⁵⁻¹⁴⁾では粗粒率が1.0~4.0であったのに対し、本実験では2.25~3.22であり、影響が顕著に表れるほど粗粒率の変化がなかった点が考えられる。また、BFSを用いた供試体において、GGBSの使用が浸食深さに及ぼす影響はみられない。坂本らの研究⁵⁻¹⁴⁾においても、GGBSを使用する効果は小さいと報告されている。以上より、JSCE-C 508-2018において、BFSの粒度調整および普通ポルトランドセメント質量の50%をGGBSで置換することが浸食深さに及ぼす影響は小さいと考えられる。

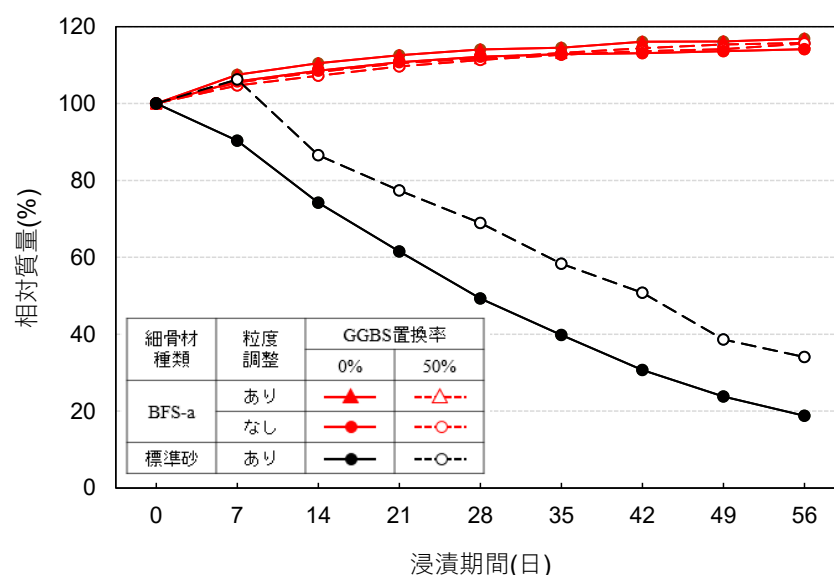


図5-6 硫酸浸漬期間における相対質量の変化

5.4.2 シリーズ2

(1) 凍結融解試験の結果

表5-7および図5-7にシリーズ2における凍結融解試験の結果を示す。写真5-6および写真5-7は、凍結融解試験の試験前と試験後におけるモルタル試験片の外観である。表5-10は、残差寄せ集め後の分散分析の結果である。なお、限界値は5%有意のとき5.32、1%有意のとき11.26である。因子A、B、Dが1%有意であり、Cおよび交互作用は有意でないことがわかる。

それぞれの因子について、因子Aは粒度調整の有無であり、シリーズ1の結果と同様に有意性が確認された。因子Bは試験開始時材齢であり、養生期間を28日間とすることによって、BFSの潜在水硬性が発揮され、モルタルの凍結融解抵抗性が向上したことが考えられる。また、養生期間が長くなることにより、モルタルの強度が増大し、凍結過程の膨張圧による試験片の破壊が抑制されたことも一因として考えられる。因子Dは試験片一辺の長さであり、試験片が大きくなることにより、試験片内部まで塩化ナトリウム溶液が浸透するのが抑制されたことが考えられる。一方、因子C（試験片作製方法）は有意ではないと判定された。高橋ら⁵⁻¹⁵⁾は、水準2のようにあらかじめ所定の大きさに成形して試験片とする方法では、試験片の外周面がペーストのみとなってしまう、僅かに促進劣化を抑制する傾向にあると報告している。本実験においては、このような傾向は確認できなかった。

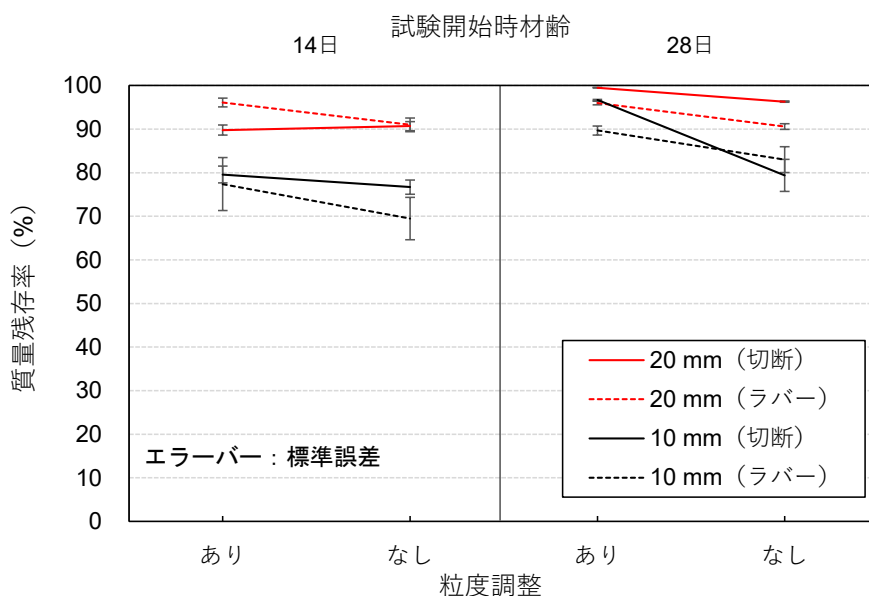


図5-7 凍結融解試験の結果（シリーズ2）

















No.	試験前	試験後
1		
2		
3		
4		
5		
6		
7		
8		

写真 5-6 凍結融解試験の試験前と試験後におけるモルタル試験片の外観
(No. 1～No. 8)



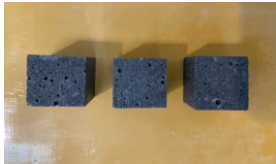



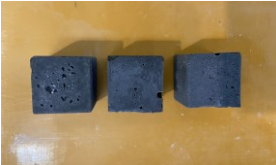









No.	試験前	試験後
9		
10		
11		
12		
13		
14		
15		
16		

写真 5-7 凍結融解試験の試験前と試験後におけるモルタル試験片の外観
(No. 9～No. 16)

表 5-10 凍結融解試験における分散分析の結果

要因	SS	f	V	F	判定
M	122850.25	1	122850.25	-	-
A	141.61	1	141.61	12.37	1%有意
B	228.01	1	228.01	19.91	1%有意
C	14.82	1	14.82	1.29	
D	600.25	1	600.25	52.43	1%有意
A×B	19.36	1	19.36	1.69	
A×D	30.25	1	30.25	2.64	
B×D	59.29	1	59.29	5.18	
e	91.60	8	11.45	-	-
計	124035.44	16		-	-

(2) 硫酸浸漬試験の結果

表 5-7 および図 5-8 に硫酸浸漬試験の結果を示す。写真 5-8 は、硫酸浸漬試験の試験後におけるモルタル供試体の切断面である。表 5-11 は、残差寄せ集め後の分散分析の結果である。なお、限界値は 5%有意のとき 5.32、1%有意のとき 11.26 である。因子 B と C、B と D の交互作用が 5%有意であり、C と D の交互作用が 1%有意となった。また、因子 A は有意ではなかった。交互作用のある場合には主効果のみで傾向を論じる意味は薄いことから、B と C、B と D、C と D の要因効果図を図 5-9～図 5-11 に示す。

因子 A（0 打フロー値）が浸食深さに及ぼす影響は有意とならなかった。なお、本実験における 0 打フロー値の最小値と最大値は、それぞれ 115 と 117 であった。ここで、図 5-12 は 0 打フロー値と浸食深さの関係であるが、0 打フロー値の違いが浸食深さに及ぼす影響は明確ではないことがわかる。これに関して、今後さらに検討が必要ではあるものの、0 打フロー値を現行規準（案）の 150～200 程度から 100～200 に緩和した場合でも、同等の試験結果が得られる可能性が示唆された。

図 5-9 より、硫酸水溶液と供試体の体積比が 2.2 の場合、硫酸水溶液の入替えの頻度が 14 日毎になると浸食深さが小さくなることがわかる。川戸ら⁵⁻⁶⁾の研究においても、硫酸水溶液と供試体の体積比が小さいと浸食深さが小さくなることが報告されている。一方、硫酸水溶液と供試体の体積比が 8.5 の場合、入替えの頻度を 14 日毎としても、浸食深さに大きな差異はみられない。また、図 5-10 より、硫酸水溶液の濃度が 5%の場合、入替えの頻度が 14 日毎の場合でも、浸食深さに大きな差異はみられない。以上のことから、JSCE-C 508-2018 において、硫酸浸漬水溶液濃度を現行規準（案）と同様の 5%とし、さらに硫酸水溶液

と供試体の体積比が適切（現行規準（案）では5.0以上）である限りにおいて，硫酸水溶液の入替え頻度が14日毎の場合であっても，現行規準（案）で実施した場合と同等の結果が得られる可能性がある。

図5-11より，硫酸水溶液と供試体の体積比が8.5から2.2になると浸食深さが小さくなることがわかる。これは，硫酸水溶液の濃度が10%の場合に顕著に表れており，濃度が高いほど硫酸水溶液と供試体の体積比の影響を受けやすいことを示している。

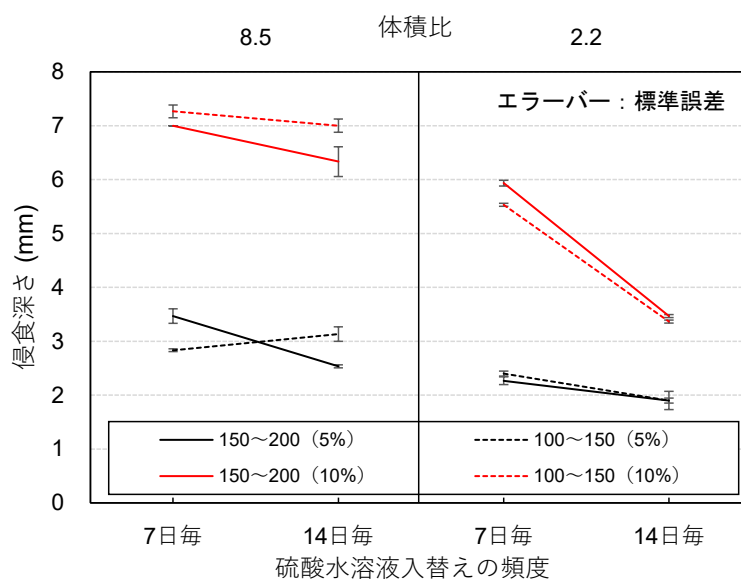


図5-8 硫酸浸漬試験の結果（シリーズ2）




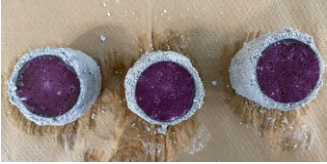












No.	切断面	No.	切断面
1		9	
2		10	
3		11	
4		12	
5		13	
6		14	
7		15	
8		16	

写真 5-8 硫酸浸漬試験の試験後におけるモルタル供試体の切断面

表 5-11 硫酸浸漬試験における分散分析の結果

要因	SS	f	V	F	判定
M	274.73	1	274.73	-	-
B	3.15	1	3.15	20.00	1%有意
C	10.08	1	10.08	64.00	1%有意
D	40.64	1	40.64	258.04	1%有意
A×B	0.23	1	0.23	1.43	
B×C	0.86	1	0.86	5.43	5%有意
B×D	0.95	1	0.95	6.04	5%有意
C×D	2.18	1	2.18	13.81	1%有意
e	1.26	8	0.16	-	-
計	334.07	16		-	-

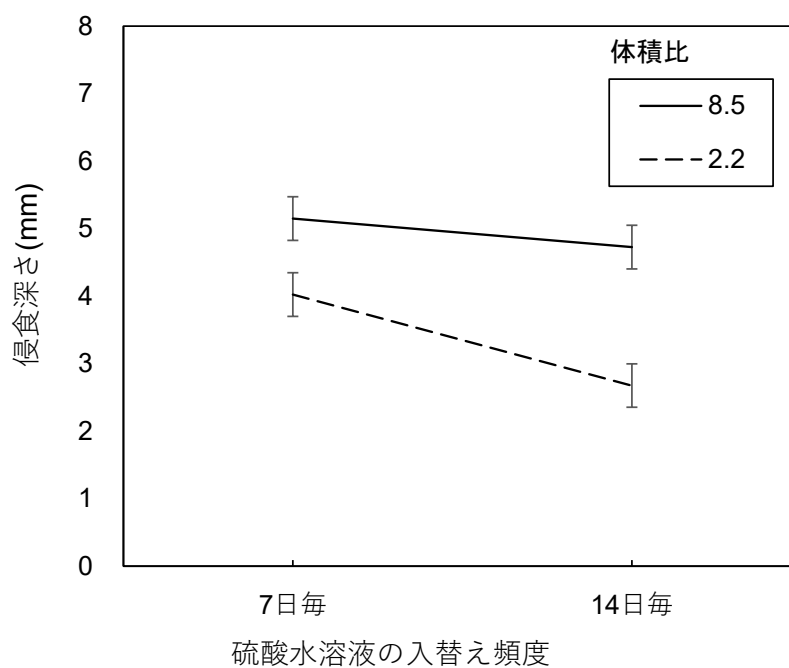


図 5-9 B と C の要因効果図

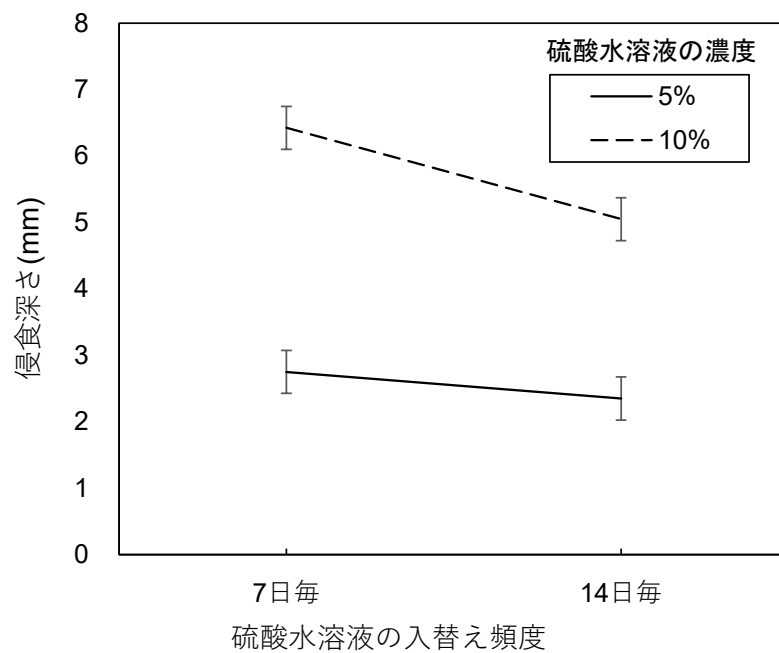


図 5-10 B と D の要因効果図

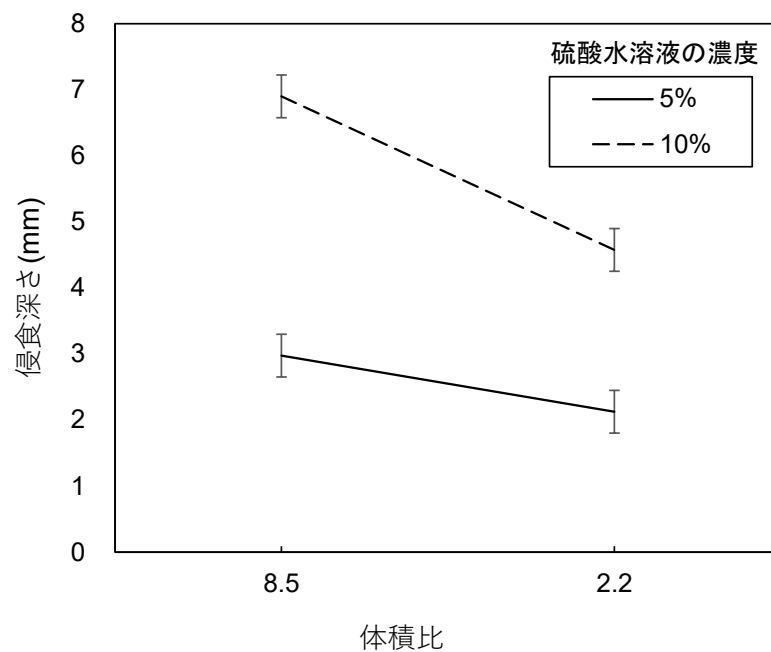


図 5-11 C と D の要因効果図

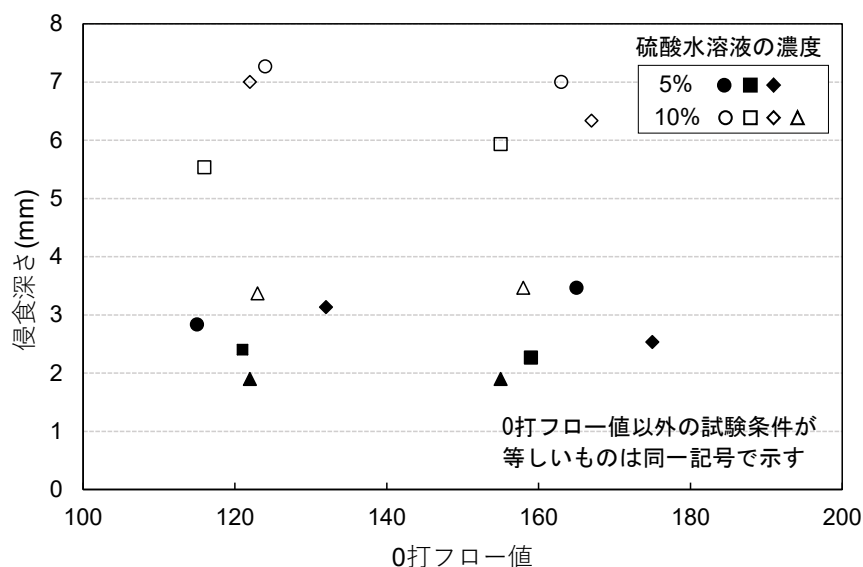


図 5-12 0 打フロー値と浸食深さの関係

5.5 まとめ

本章では、BFS の反応性を確認するための品質評価試験方法として制定されている JSCE-C 507-2018 および JSCE-C508-2018 における試験方法の改善を目的として、2つのシリーズについて検討した。シリーズ 1 では、BFS の粒度調整の有無および GGBS の使用が試験結果に及ぼす影響を評価した。シリーズ 2 では、実験計画法を用いて試験条件が試験結果に及ぼす影響を評価した。以下に、得られた知見を述べる。

- (1) JSCE-C 507-2018 において、粒度調整の有無は試験結果に影響を及ぼし、BFS の粗粒率が小さいほど質量残存率が向上する。
- (2) JSCE-C 508-2018 において、BFS を JSCE-C 507-2018 で規定されている粒度分布に調整したとしても、硫酸の浸食深さに及ぼす影響は小さい。すなわち、現行規準（案）の方法は妥当であるといえる。
- (3) JSCE-C 507-2018 において、粒度調整の有無、試験開始時材齢および試験片一辺の長さが試験結果に及ぼす影響は大きく、これらに比較すると試験片の作製方法が試験結果に及ぼす影響は小さい。したがって、例えば、ラバー製型枠を用いることにより、試験

片の切り出し作業が不要となるため、試験作業の生産性向上につながる可能性がある

- (4) JSCE-C 508-2018 に関して、BFS を用いたモルタルの 0 打フロー値が 115～175 の範囲において、0 打フロー値が浸食深さに及ぼす影響は小さいことがわかった。また、5 mass%希硫酸を用いて、供試体体積に対する比が適切である限りにおいて、希硫酸の入替え頻度を現行規準（案）の 7 日毎から 14 日毎に緩和できる可能性が示唆された。
- (5) 以上の結果より、BFS の品質評価試験方法については現行規準（案）を見直す余地があり、省力化の観点から改善できることが示された。

第5章の参考文献

- 5-1) JIS A 5011-1「コンクリート用スラグ細骨材―第1部：高炉スラグ細骨材」, 2018
- 5-2) 公益社団法人 土木学会 コンクリート委員会：高炉スラグ細骨材を用いたプレキャストコンクリート製品の設計・製造・施工指針（案），コンクリートライブラリー，第155号，2019
- 5-3) JSCE-C 507-2018「モルタル小片試験体を用いた塩水中での凍結融解による高炉スラグ細骨材の品質評価試験方法（案）」, 2018
- 5-4) JSCE-C 508-2018「モルタル円柱供試体を用いた硫酸浸せきによる高炉スラグ細骨材の品質評価試験方法（案）」, 2018
- 5-5) 尾上幸造，橋本涼太，藤近太士：高炉スラグ細骨材の品質評価試験における影響因子に関する研究，コンクリート工学年次論文集，Vol. 44，No. 1，pp. 64-69，2022
- 5-6) 川戸陸也，蔵重勲：硫酸浸漬および凍結融解による高炉スラグ細骨材の品質評価試験に関する実験的検討，土木学会全国大会第74回年次学術講演会，V-03，2019
- 5-7) JIS A 5011「コンクリート用スラグ骨材―第1部：高炉スラグ細骨材」, 2018
- 5-8) JIS R 5201「セメントの物理試験方法」, 2015
- 5-9) JSCE-F 506-2018「モルタルまたはセメントペーストの圧縮強度試験用円柱供試体の作り方（案）」, 2018
- 5-10) 中村義作：よくわかる実験計画法，近代科学社，1997
- 5-11) 斎藤和秀，吉沢千秋，木之下光男，小林竜平，露木尚光，吉田亮：高炉スラグ細骨材と高炉スラグ微粉末を使用したコンクリートの特性，土木学会第67回年次学術講演会，V-520，2012
- 5-12) 檀康弘，伊代田岳史，兼安真司，植木康知：高炉スラグ微粉末を用いたコンクリートの凍害および凍結防止に対する劣化抵抗性，土木学会論文集 E，Vol. 65，No. 3，

pp. 291-299, 2009

- 5-13) Paweena JARIYATHITIPONG, 細谷多慶, 藤井隆史, 綾野克紀：高炉スラグ細骨材によるコンクリートの耐硫酸性改善に関する研究, 土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造), Vol. 69, No. 4, pp. 337-347, 2013

- 5-14) 坂本大河, 高橋直希, 井手一雄, 澤本武博：高炉スラグ細骨材の粒径および表面積の違いが耐硫酸性に与える影響に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 42, No. 1, pp. 431-436, 2020

- 5-15) 高橋克則, 渡辺圭児, 綾野克紀, 藤井隆史, 羽原俊祐：高耐久コンクリート用細骨材の評価方法, JFE スチール株式会社 特開 2017-106866, 2017

第 6 章

ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いた
モルタルのブリーディングおよび若材齢強度
に対する石灰石微粉末の影響

6.1 緒言

高炉スラグ細骨材 (BFS) は一般的な細骨材に比べガラス質で密度が高いため、フレッシュコンクリートに材料分離を伴う過剰なブリーディングを引き起こす点が懸念される^{6-1), 6-2), 6-3)}。また、BFS の角張った粒形がフレッシュコンクリートの流動性を低下させることも知られている⁶⁻⁴⁾。さらに、BFS を用いたコンクリート (BFS コンクリート) は、長期強度は大きいですが、若材齢強度は小さくなる傾向にあることが指摘されている^{6-5), 6-6), 6-7)}。水セメント比が小さい場合、一般的な細骨材を用いたコンクリートに比べ材齢 28 日の圧縮強度が 10%~20%ほど低いという報告もある^{6-8), 6-9)}。これらは、BFS の使用量や適用範囲を制限する要因となっている^{6-10), 6-11)}。

上記のような問題に対し、石灰石微粉末 (LSP) の特性が有効に作用する可能性が考えられる。すなわち、LSP はコンクリート中でフィラー効果、核生成効果、希釈効果、化学効果を発現し、コンクリートの諸特性を向上させることが認められている^{6-12), 6-13)}。フィラー効果は、フレッシュコンクリートのブリーディングを抑制することがわかっている^{6-14), 6-15)}。また、フィラー効果と核生成効果は、初期のセメント水和反応を促進させ、コンクリートの若材齢強度を増進させることがわかっている^{6-16), 6-17), 6-18)}。さらに、高炉スラグ微粉末 (GGBS) との併用が LSP の効果を高めることも明らかとなっている^{6-19), 6-20)}。

一方、海外 (例えば、北米、欧州、中国) において LSP の利用は積極的に進められている^{6-12), 6-13)}ものの、BFS をコンクリートの材料として使用した事例は少ない。今後、BFS および BFS コンクリートを広く普及させていく上では、国内のみならず、海外を視野に入れた基礎的なデータが必要となる。

本章では、BFS を用いたモルタル (BFS モルタル) のブリーディングおよび若材齢強度に対する LSP の影響について調べることを目的とした。LSP を BFS の一部に置換したモルタルを作製し、ブリーディング試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施した。加えて、練混ぜ後 24 時間の自己収縮試験、材齢 28 日以降 50 日間の硫酸浸漬試験についても行った。細骨材には、ドイツで製造された BFS および比較用として天然珪砂をそれぞれ用いた。

6.2 先行研究

太田ら⁶⁻²¹⁾は、BFS および陸砂を用いたコンクリートの細骨材の一部に LSP を置換した場合のコンクリートにおけるフレッシュ特性や硬化特性を検討した。その結果、LSP の置換により細骨材の実積率が増加することでブリーディングが抑制されること、LSP の置換により透気係数や電気伝導率の低下が抑制されること、LSP の置換により GGBS の反応が促進されることを報告している。

また、太田ら⁶⁻²²⁾は、BFS の一部に LSP を置換したコンクリートについて圧縮強度と透気係数の向上を検討した。その結果、LSP が細骨材間に充填することでコンクリートの圧縮強

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

度と透気係数を向上させることを報告している。

上記に述べた先行研究を踏まえると、BFS コンクリートの細骨材の一部に LSP を置換することで BFS コンクリートのフレッシュ特性および硬化特性が向上することが示唆されている。また、今後、BFS および BFS コンクリートを広く普及させていくためには、国内のみならず、様々な地域で製造された BFS の特性を把握することが望まれる。

6.3 実験概要

6.3.1 使用材料

本実験で使用した材料および各種物性は表 6-1 の通りである。セメントには、DIN EN 197-1⁶⁻²³⁾に規定される CEMI（普通ポルトランドセメント）および CEM III/B（高炉セメント）を用いた。細骨材には、ドイツで製造された BFS および比較用として天然珪砂を単味で用いた。なお、細骨材は絶乾状態で用いた。LSP は、細骨材の一部に置換して用いた。BFS、天然珪砂および LSP に関して、写真 6-1 に外観を、図 6-1 に粒度分布を示す。

表 6-1 使用材料および各種物性

材料	各種物性
CEMI（普通ポルトランドセメント）	強度クラス：42.5 R，密度：3.15 g/cm ³
CEM III/B（高炉セメント）	強度クラス：32.5 N，密度：2.99 g/cm ³
BFS（ドイツ産）	表乾密度：2.69 g/cm ³ ，絶乾密度：2.60 g/cm ³ ， 吸水率：3.30%
天然珪砂	表乾密度：2.62 g/cm ³ ，絶乾密度：2.61 g/cm ³ ， 吸水率：0.41%
LSP	密度：2.73 g/cm ³



写真 6-1 BFS、天然珪砂および LSP の外観（左：BFS，中央：天然珪砂，右：LSP）

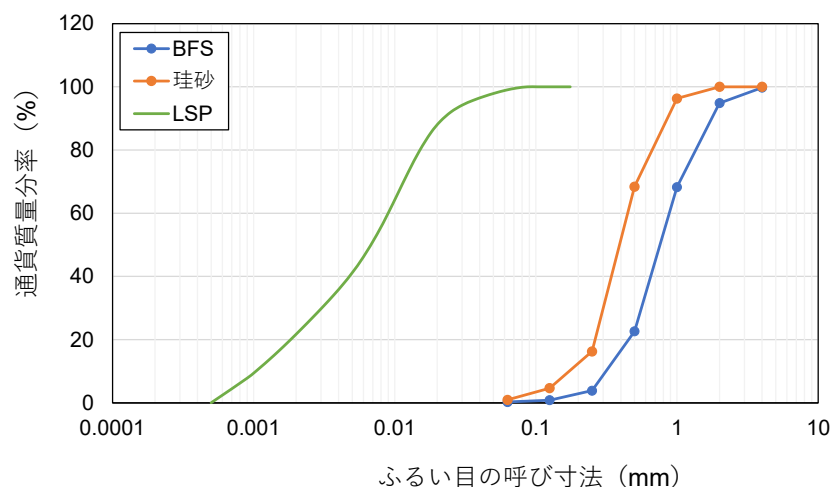


図 6-1 BFS, 天然珪砂および LSP の粒度分布

6.3.2 モルタルの配合

本実験で検討したモルタルの配合は表 6-2 の通りである。本実験では、細骨材の種類、水セメント比 (W/C)、LSP の置換率により計 18 配合のモルタルを作製した。水セメント比は 35%、50% の 2 パターンとした。海外における LSP の規格^{6-12), 6-13)}を参考に、LSP の置換率は細骨材の容積に対して 0%、10%、15% と設定した。各種モルタルのフレッシュ特性について、目標フローはプレキャストコンクリート (PCa) 製品を想定して高流動な範囲の 275 ± 25 とし、目標空気量は $4.5 \pm 1.5\%$ とした。フレッシュ特性は、高性能 AE 減水剤 (SP) および空気量調整剤 (AC) により調整した。空気量調整剤は、BFS モルタルに消泡剤 (DF)、珪砂を用いたモルタル (SS モルタル) に空気連行剤 (AE) を用いた。なお、以降は各種モルタルに関して表 6-3 のように表記する。

6.3.3 モルタルの練混ぜ

モルタルの練混ぜにはホーバー型モルタルミキサを使用した。はじめに、セメントと SP 入りの水を投入し、低速 (62 ± 5 rpm) にて練混ぜを開始した。開始から 30 秒が経過した時点で、練混ぜを継続しながら細骨材をボウルに投入した。次に、開始から 60 秒が経過した時点で、ミキサの速度を低速から高速 (125 ± 10 rpm) に切り替えた。続いて、開始から 90 秒が経過した時点で、練混ぜを一時停止して 180 秒までインターバルをとった。その際、ミキサのブレードやボウルに付着したモルタルを匙でかき落とした。インターバル後、高速にて 60 秒の練混ぜを行った (計 240 秒)。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

表 6-2 モルタルの配合

配合	細骨材 種類	W/C (%)	LSP 置換率 (%)	単位量 (kg/m³)						混和材	
				W	C		S		LSP	(×C%)	
					CEM I	CEM III/B	珪砂	BFS		SP	AE/DF
No. 1	珪砂	35	0	269	770	-	1154	-	-	1.0	0.06
No. 2	BFS			273	779	-	-	1169	-	1.2	0.01
No. 3				269	-	768	-	1154	-	0.7	0.01
No. 4	珪砂		10	269	770	-	1038	-	122	1.3	0.15
No. 5	BFS			273	779	-	-	1053	117	1.3	0.01
No. 6				269	-	768	-	1038	117	0.9	0.01
No. 7	珪砂		15	269	770	-	981	-	180	1.4	0.12
No. 8	BFS			273	779	-	-	994	178	1.4	0.01
No. 9				269	-	768	-	982	175	1.0	0.01
No. 10	珪砂	50	0	303	605	-	1208	-	-	0.5	0.04
No. 11	BFS			307	610	-	-	1222	-	1.0	0.01
No. 12				303	-	605	-	1210	-	0.5	0.01
No. 13	珪砂		10	303	605	-	1086	-	128	0.8	0.05
No. 14	BFS			307	610	-	-	1102	122	1.0	0.01
No. 15				303	-	605	-	1090	122	0.5	0.01
No. 16	珪砂		15	303	605	-	1026	-	188	0.9	0.05
No. 17	BFS			307	610	-	-	1040	185	0.9	0.01
No. 18				303	-	605	-	1030	182	0.9	0.01

表 6-3 各種モルタルの表記

配合	表記	配合	表記
No. 1	SS-L0-N35	No. 10	SS-L0-N50
No. 2	BS-L0-N35	No. 11	BS-L0-N50
No. 3	BS-L0-G35	No. 12	BS-L0-G50
No. 4	SS-L10-N35	No. 13	SS-L10-N50
No. 5	BS-L10-N35	No. 14	BS-L10-N50
No. 6	BS-L10-G35	No. 15	BS-L10-G50
No. 7	SS-L15-N35	No. 16	SS-L15-N50
No. 8	BS-L15-N35	No. 17	BS-L15-N50
No. 9	BS-L15-G35	No. 18	BS-L15-G50

6.3.4 フロー試験

モルタルの練混ぜ直後に、目標フローの範囲に収まっていることを確認するためにフロー試験を行った。フローの測定には、図 6-2 に示す Metallari ら⁶⁻²⁴⁾が開発した装置を用いた。この装置に関して、フローコーンには、DIN EN 1015-3⁶⁻²⁵⁾に規定される Hägerman コーンが用いられている。フローコーンにモルタルを詰めた後、レバーを引くことでフローコーンが垂直に上へ持ち上げられ、フローコーンの下から流出したモルタルがフローテーブルに拡がる仕組みとなっている。モルタルが流動している間は、モルタルに一切の衝撃を与えないようにした。モルタルのフロー挙動は、装置の上部に取り付けられている高速カメラで録画される。録画されたデータは高速カメラに接続しているデバイス (PC) に保存される。そのデータを専用プログラムにより分析することでモルタルのフロー値を得た。

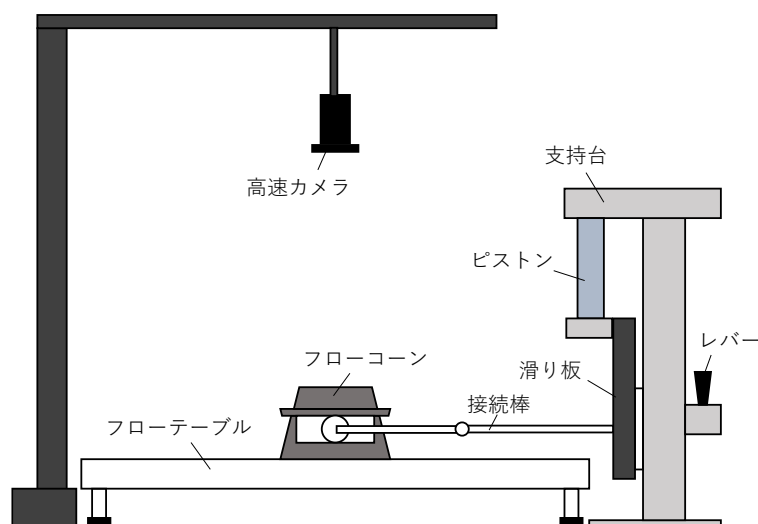


図 6-2 フロー試験に用いた装置⁶⁻²⁴⁾

6.3.5 ブリーディング試験

ブリーディング試験は、室温 20°C の環境で実施した。ブリーディング容器には、内径 125 mm、高さ 155 mm のブリキ製の円柱を用いた。手順として、まず、練り混ぜたモルタルをブリーディング容器の頂点から 5 cm の位置（モルタルの高さ：152.5 mm）まで詰めた。モルタルの上面を軽く均し、ブリーディング容器を水平な場所に静置した。試験中はモルタルの上面からブリーディング水が蒸発しないように、ブリーディング水を採取するとき以外は容器の開口部をプラスチックフィルムにより覆った。モルタルの上面に溜まるブリーディング水を、最初の 1 時間は 10 分毎に、それ以降は 30 分毎にピペットを用いて採取した。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

ブリーディング水を採取しやすいように、採取する 2 分前にブリーディング容器の下に高さ 25 mm の台（角柱）を挿入し、ブリーディング容器を傾けておいた。モルタルの上面にブリーディング水が生じなくなった時点で試験を終了した。なお、各種モルタルのブリーディング量は以下の式（6-1）⁶⁻²⁶⁾を用いて算出した。

$$Bq = \frac{V}{A} \quad (6-1)$$

ここで、 Bq ：ブリーディング量（ cm^3/cm^2 ）， V ：最終時まで累計したブリーディングによる水の容積（ cm^3 ）， A ：モルタル上面の面積（ cm^2 ）である。

6.3.6 曲げおよび圧縮強度試験

曲げおよび圧縮強度試験は、DIN EN 196-1⁶⁻²⁷⁾に準拠して実施した。供試体には、40 mm×40 mm×160 mm の角柱を用いた。各種モルタルにおいて供試体を 3 本ずつ用い、材齢 2 日、7 日および 28 日で測定した。供試体は、所定の材齢まで室温 20°C の環境にて水中養生した。

6.3.7 自己収縮試験

若材齢強度にかかわる初期のセメント水和反応における LSP の影響を調べるために自己収縮試験を実施した。自己収縮の測定には、写真 6-2 の装置を用いた。40 mm×60 mm×250 mm の型枠にモルタルを流し込み、その時点から 24 時間後におけるモルタルの自己収縮量を計測した。

6.3.8 硫酸浸漬試験

BFS モルタルの硫酸抵抗性に及ぼす LSP の影響を調べるために硫酸浸漬試験を実施した。供試体は、各種モルタルにおいて 40 mm×40 mm×160 mm の角柱を 3 本ずつ用い、材齢 28 日まで室温 20°C の環境にて水中養生した。その後、写真 6-3 のように供試体を硫酸水溶液の入ったプラスチック製の容器に移し替えた。硫酸水溶液の濃度は 10% とし、硫酸浸漬期間は 50 日間とした。なお、硫酸浸漬後 28 日の時点で新しい硫酸水溶液と交換した。硫酸浸漬期間において供試体の質量を 1 週毎に測定し、また、供試体の外観の変化を観察した。各種モルタルの質量変化率は以下の式（6-2）を用いて算出した。

$$\Delta m_t = \frac{m_t - m_0}{m_0} \times 100 \quad (6-2)$$

ここで、 Δm_t ：硫酸浸漬後 t 日における供試体の質量変化率（%）， m_t ：硫酸浸漬後 t 日における供試体の質量（g）， m_0 ：硫酸浸漬前における供試体の質量（g）である。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

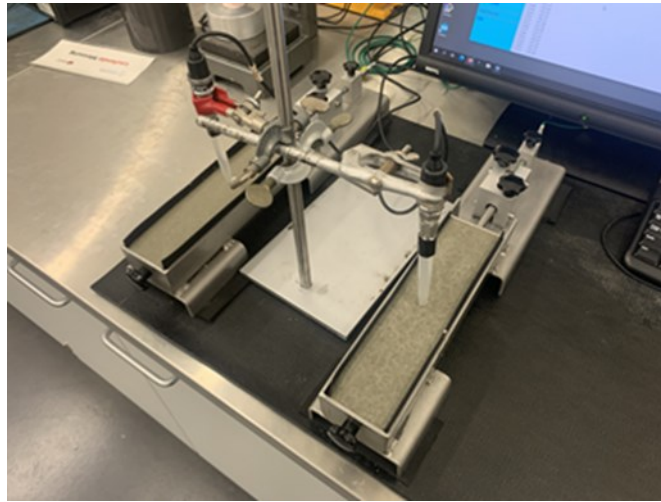


写真 6-2 自己収縮試験に用いた装置

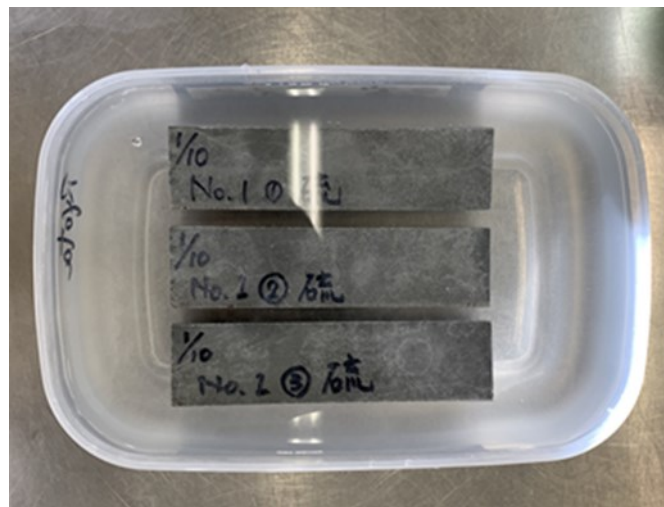


写真 6-3 硫酸水溶液に浸漬した供試体

6.4 実験結果

6.4.1 モルタルの流動性

W/C=35%およびW/C=50%における各種モルタルの目標フローを得たときのSP添加率をそれぞれ図6-3および図6-4に示す。CEM I（普通ポルトランドセメント）を用いたモルタルのSP添加率を比べると、水セメント比にかかわらず、LSPを置換しないケースではBFSモルタルがSSモルタルよりも大きく、LSPを置換したケースでは両者が概ね同等であった。CEM III/B（高炉セメント）を用いたBFSモルタルのSP添加率は、水セメント比やLSPの置換にかかわらず、CEM Iを用いたSSモルタルおよびBFSモルタルよりも小さくなった。また、W/C=50%のCEM Iを用いたBFSモルタルを除いて、各種モルタルのSP添加率はLSPの置換に伴い大きくなった。

W/C=50%のCEM Iを用いたBFSモルタルではLSPを置換しないケースにおいて著しい材料分離が生じた（写真6-4）。一方、LSPを置換したケースでは材料分離が生じず、SP添加率はLSPを置換しないケースよりも小さくなった。CEM Iを用いたSSモルタルおよびCEM III/Bを用いたBFSモルタルでは、水セメント比やLSPの置換にかかわらず、材料分離は生じなかった。

上記の結果から、BFSモルタルがSSモルタルよりも流動性が低い傾向にあること、水セメント比が大きい場合にBFSモルタルで材料分離が生じる傾向にあることを確認した。また、セメントにCEM III/Bを用いることでBFSモルタルの流動性が向上すること、水セメント比が大きい場合にLSPを置換することでBFSモルタルの材料分離および流動性が改善されることがわかった。なお、図6-5より、各種モルタルのフローと空気量に相関はみられなかった。

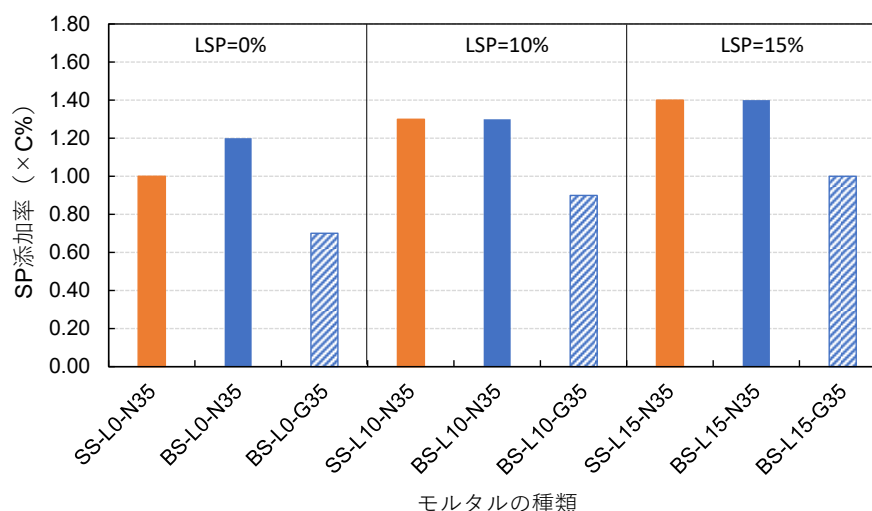


図6-3 各種モルタルのSP添加率 (W/C=35%)

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

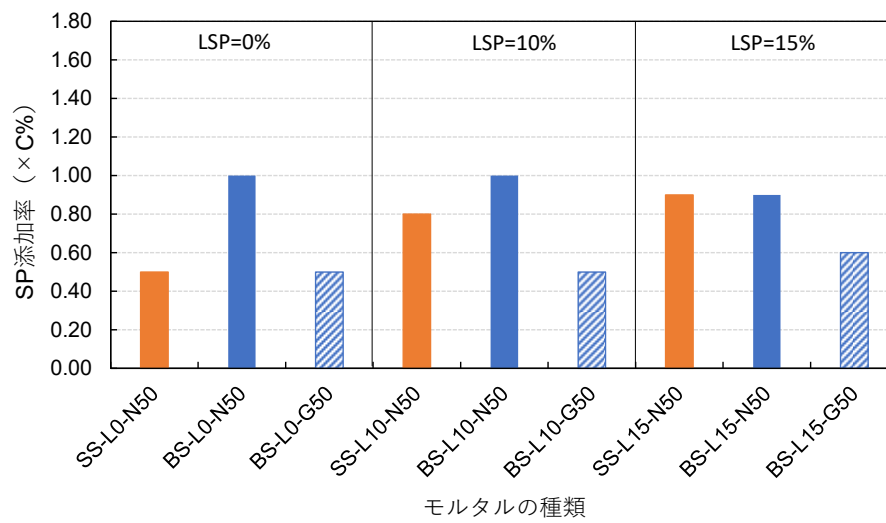


図 6-4 各種モルタルの SP 添加率 (W/C=50%)



写真 6-4 W/C=50%における CEM I を用いた BFS モルタルの外観
(左 : LSP=0%, 中央 : LSP=10%, 右 : LSP=15%)

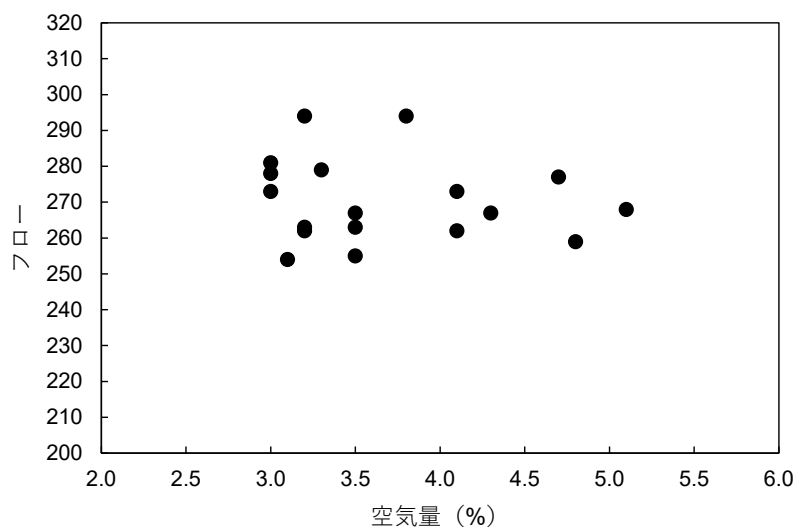


図 6-5 フローと空気量の関係

6.4.2 ブリーディング

各種モルタルの最終ブリーディング量を図 6-6 に示す。なお、ブリーディング試験では W/C=50%のモルタルを対象とし、CEM I を用いた BFS モルタルおよび SS モルタルの LSP を置換しないケース、CEM I を用いた BFS モルタルおよび CEM III/B を用いた BFS モルタルの LSP 置換率 10%のケースについて測定した。後述するように、BFS モルタルにおいて LSP 置換率 10%のケースでブリーディングが確認されなかったことから、LSP 置換率 15%のケースは測定しなかった。

図より、LSP を置換しないケースの CEM I を用いたモルタルにおいて、BFS モルタルは SS モルタルに比べ最終ブリーディング量が 3 倍以上となった。図 6-7 からわかるように、両者のモルタルでは経過時間に伴い累積するブリーディングの挙動が大きく異なっており、SS モルタルは経過時間に伴い徐々にブリーディングが発生しているのに対し、BFS モルタルは初期段階（測定開始から 1 時間以内）で急激なブリーディングが発生し、その後のブリーディングは少ない。写真 6-4 で示したように、W/C=50%の LSP を置換しないケースでは BFS モルタルに著しい材料分離が生じ、これが過剰なブリーディングを引き起こしていると考えられる。一方、LSP を置換したケースの BFS モルタルにおいて、セメントの種類にかかわらず、ブリーディングは確認されなかった。

これらの結果から、BFS モルタルにおける過剰なブリーディングは LSP の置換により抑制できることがわかった。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

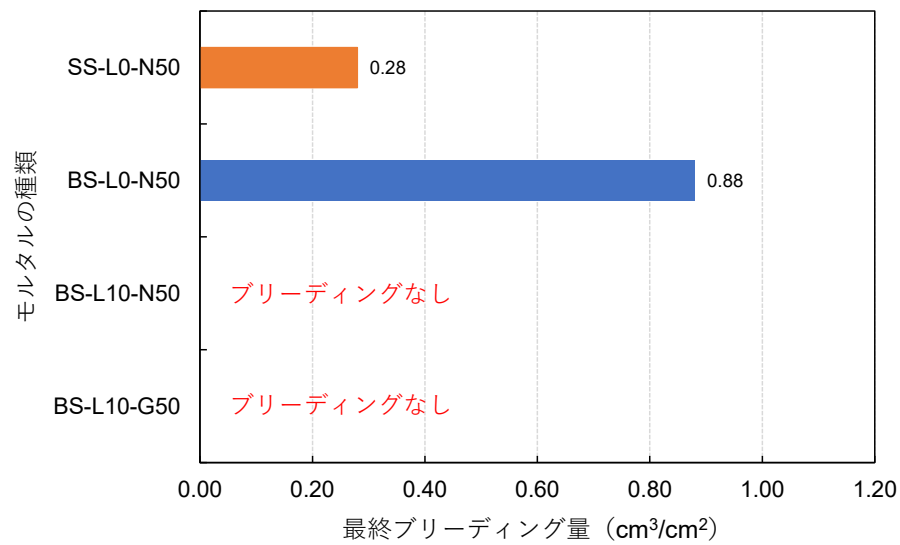


図 6-6 最終ブリーディング量

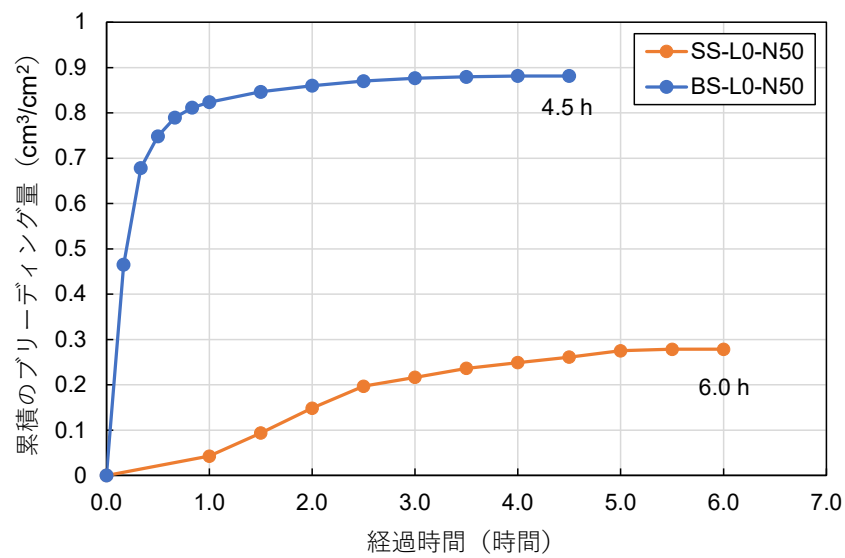


図 6-7 経過時間に伴う累積のブリーディング量

6.4.3 曲げ強度および圧縮強度と LSP 置換率の関係

図 6-8 および図 6-9 は、材齢 2 日、7 日、28 日における各種モルタルの曲げ強度および圧縮強度と LSP 置換率の関係である。

W/C=35%の場合、いずれの材齢においても LSP を置換しないケースでは CEM I を用いた BFS モルタルの曲げ強度および圧縮強度が CEM I を用いた SS モルタルよりも小さくなる傾向となった。同ケースの CEM III/B を用いた BFS モルタルの曲げ強度および圧縮強度は、CEM I を用いた BFS モルタルおよび SS モルタルに比べて材齢 7 日まで明らかに小さくなったが、材齢 28 日になると CEM I を用いた BFS モルタルと同等であった。一方、CEM I を用いた BFS モルタルおよび SS モルタルの曲げ強度および圧縮強度において、材齢にかかわらず、LSP の置換による強度増進は確認されなかった。しかし、CEM III/B を用いた BFS モルタルの曲げ強度および圧縮強度において、材齢 28 日で LSP の置換による強度増進が確認された。これは、既往研究⁶⁻²¹⁾で報告されているように、LSP と CEM III/B に含まれる GGBS の共存による効果であると考えられる。

W/C=50%の場合、W/C=35%の場合と同様に、いずれの材齢においても LSP を置換しないケースでは CEM I を用いた BFS モルタルの曲げ強度および圧縮強度が CEM I を用いた SS モルタルよりも小さくなる傾向となった。また、同ケースの CEM III/B を用いた BFS モルタルの曲げ強度および圧縮強度は、CEM I を用いた BFS モルタルおよび SS モルタルに比べて材齢 7 日まで明らかに小さくなったが、材齢 28 日になると CEM I を用いた BFS モルタルよりも大きくなった。一方、W/C=35%の場合とは異なり、CEM I を用いた BFS モルタルおよび SS モルタルにおいて、LSP の置換による強度増進が確認されるケースがみられた。また、CEM III/B を用いた BFS モルタルの曲げ強度および圧縮強度において、材齢 28 日であっても LSP の置換による強度増進は確認されなかった。

これらの結果から、水セメント比やセメント種類によって BFS モルタルの材齢 28 日までの曲げ強度および圧縮強度に対する LSP の効果がみられた。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

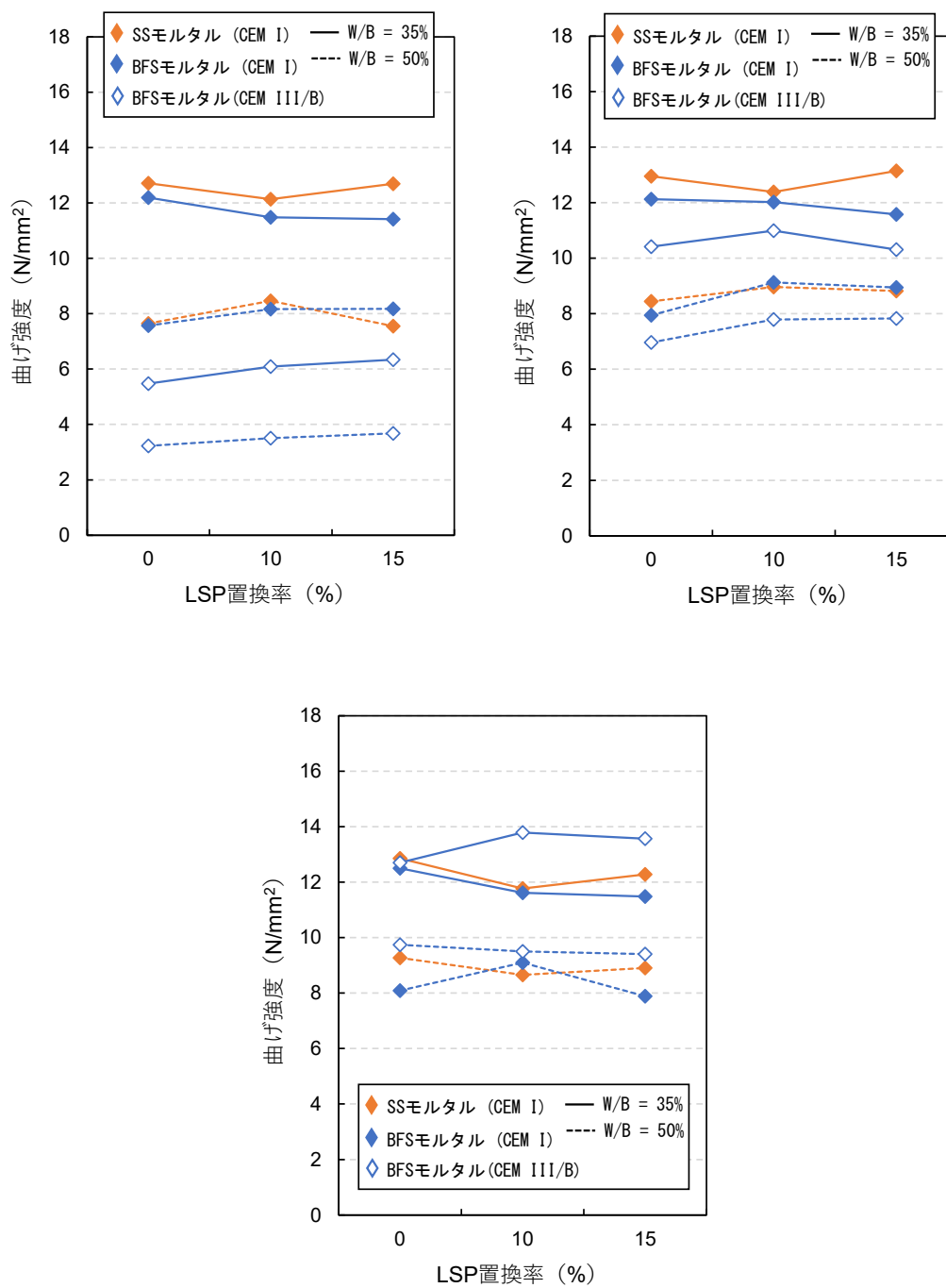


図 6-8 曲げ強度と LSP 置換率の関係
(左上：材齢 2 日，右上：材齢 7 日，中央下：材齢 28 日)

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

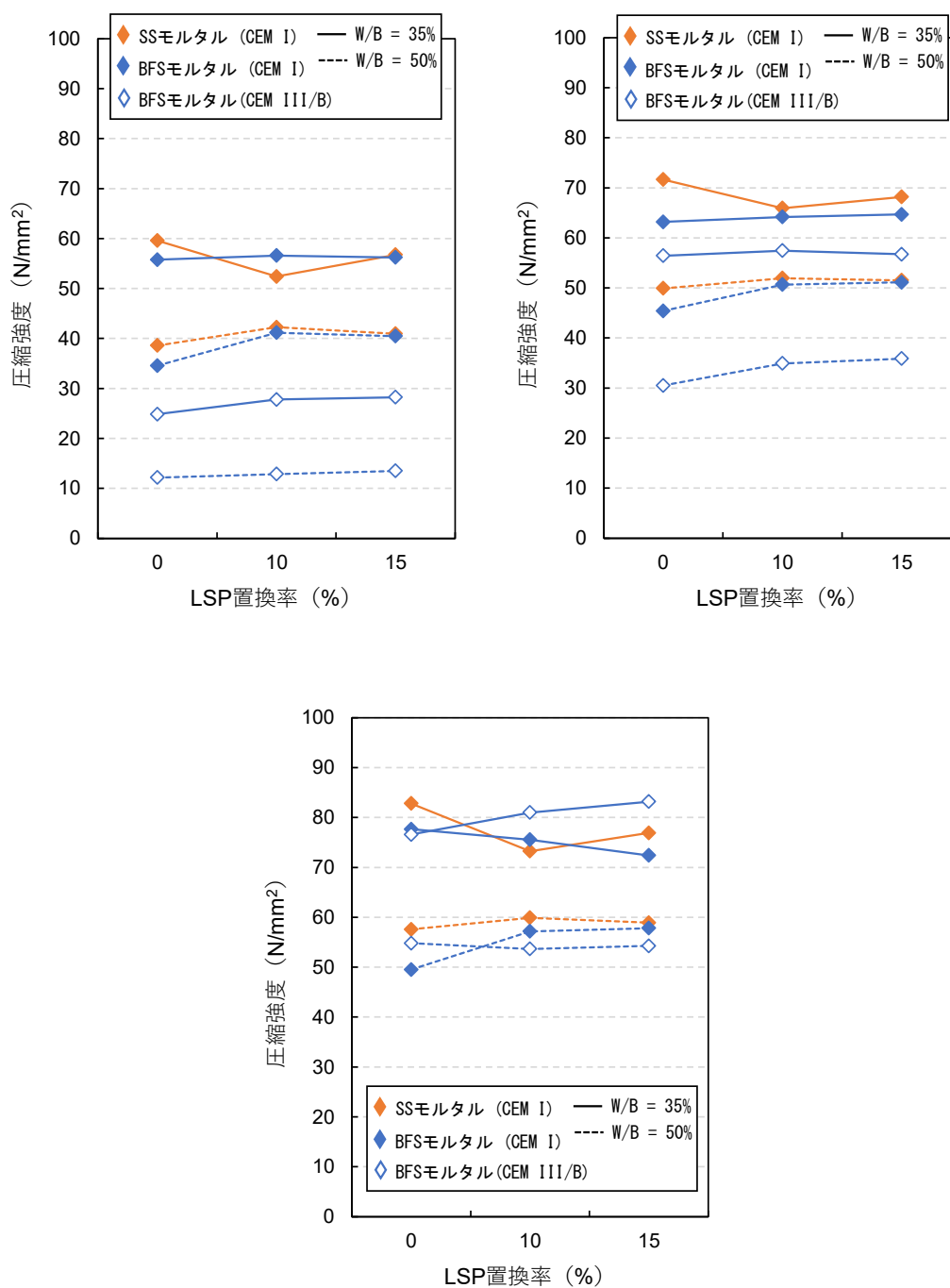


図 6-9 圧縮強度と LSP 置換率の関係
(左上：材齢 2 日，右上：材齢 7 日，中央下：材齢 28 日)

6.4.4 自己収縮

図6-10 および図6-11 は、 $W/C=35\%$ および $W/C=50\%$ における各種モルタルの経時的な自己収縮量の変化である。なお、自己収縮試験ではLSPを置換しないケースのCEM Iを用いたSSモルタルおよびBFSモルタル、LSP置換率10%および15%のCEM Iを用いたBFSモルタル、LSP置換率15%のCEM III/Bを用いたBFSモルタルについて測定した。

$W/C=35\%$ の場合、LSPを置換しないケースではCEM Iを用いたモルタルにおいてBFSモルタルの方がSSモルタルよりも自己収縮量が大きいたことがわかる。本実験で用いたBFSはSSに比べて吸水率が大きいたことからBFSが水分を多く吸収し空隙が増加したたこと、BFSの角張った粒形により骨材同士が噛み合うたことで空隙に形成されるメニスカスの引張応力が伝達しやすい環境であつたたことが要因として考えられる。一方、LSP置換率が大いいたほどCEM Iを用いたBFSモルタルの自己収縮量は減少した。これに關して、LSPが置換された分だけBFSの絶対量が少ないたことで上記に述べた現象の影響が小さくなつたたこと、LSPのフィラー効果により空隙が減少したたことでメニスカスの形成が減少したたことが推察される。また、LSP置換率15%のCEM III/Bを用いたBFSモルタルは、LSP置換率15%のCEM Iを用いたBFSモルタルよりも自己収縮量がやや小さかつた。一般に、高炉セメントは普通ポルトランドセメントよりも自己収縮量が大いとされる^{6-28), 6-29)}が、LSPの効果により自己収縮量の増減が相殺されたたと考えられる。しかし、LSP置換率やセメントの種類にかかわらず、BFSモルタルはSSモルタルに比べて自己収縮量が大かつた。

$W/C=50\%$ の場合、いづれのモルタルにおいても $W/C=35\%$ の場合より自己収縮量が小さかつた。一般に、 W/C が大いいたほどセメントペーストの水分が多くなるたため自己収縮量は小さくなる^{6-30), 6-31), 6-32)}とされるが、本実験でもその傾向がみられた。LSPを置換しないケースではCEM Iを用いたモルタルにおいてBFSモルタルの方がSSモルタルよりも自己収縮量が大いいた、 $W/C=35\%$ の場合と同様であつた。 $W/C=35\%$ の場合と異なる点として、LSPを置換しないケースのCEM Iを用いたBFSモルタルは、LSPを置換したケースのCEM Iを用いたBFSモルタルよりも自己収縮量が小さく、LSPを置換したケースのCEM III/Bを用いたBFSモルタルと同等であつた。これに關して、LSPを置換しないケースのCEM Iを用いたBFSモルタルでは過剰なブリーディングが発生した(図6-6)たことの影響を受け、セメントの凝結が遅延したたことでセメント水和反応に起因する自己収縮量が小さくなつたたのではないたと考えられる⁶⁻³³⁾。また、 $W/C=50\%$ においても、LSP置換率やセメントの種類にかかわらず、BFSモルタルはSSモルタルに比べて自己収縮量が大かつた。

これらの結果から、 W/C が小さい場合においてBFSモルタルの自己収縮量はLSPの置換により低減されるたことがわかつた。一方、 W/C 、LSP置換率、セメントの種類にかかわらず、SSモルタルに比べるとBFSモルタルの自己収縮量は大きい傾向にあつた。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

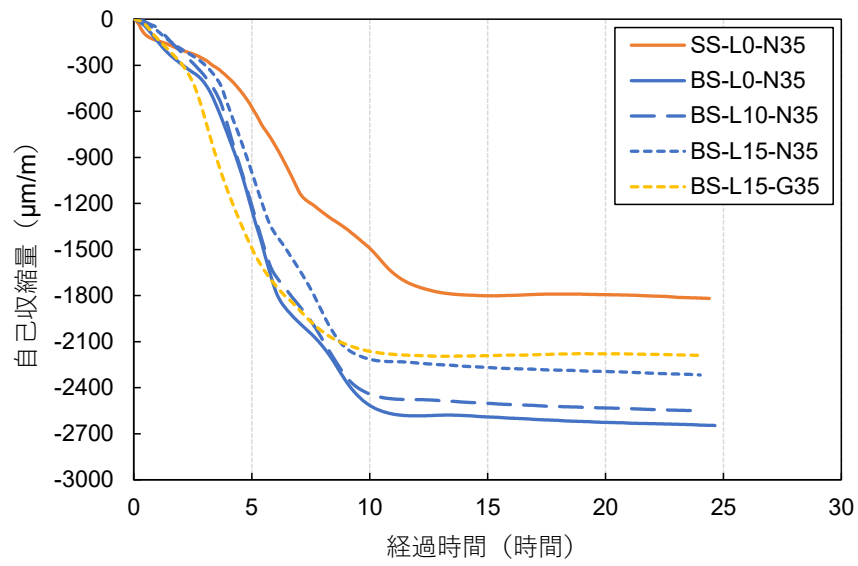


図 6-10 自己収縮量 (W/C=35%)

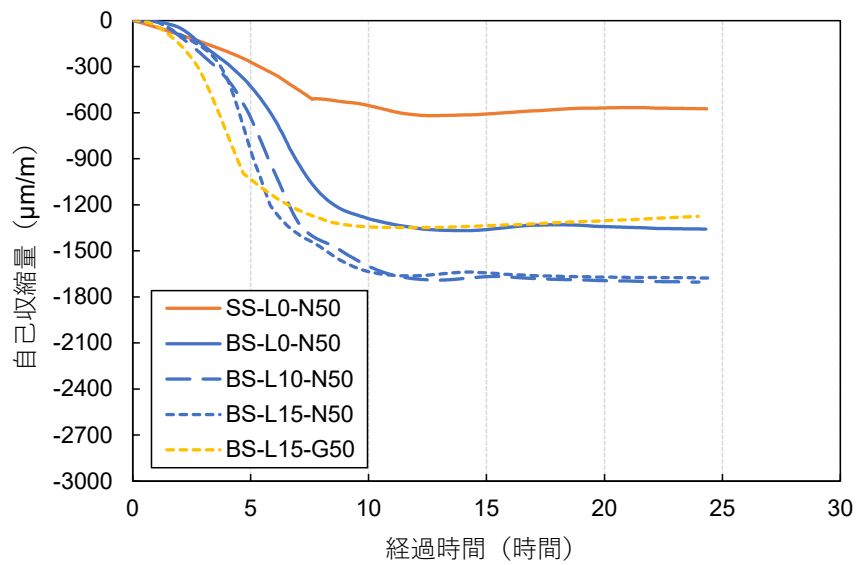


図 6-11 自己収縮量 (W/C=50%)

6.4.5 硫酸浸漬

図6-12 および図6-13 は、 $W/C=35\%$ および $W/C=50\%$ における各種モルタルの硫酸浸漬 50 日間の質量変化率の推移である。なお、硫酸浸漬試験では LSP を置換しないケースの CEM I を用いた SS モルタルおよび BFS モルタル、LSP 置換率 15% の CEM I を用いた BFS モルタルについて測定した。

各種モルタルの硫酸浸漬期間における質量変化率に関して、全体として W/C の違いによる傾向に差はなかった。SS モルタルは硫酸浸漬を開始してから質量が一貫して減少しているのに対し、BFS モルタルは硫酸浸漬を開始してから 1 週の時点まで質量が増加していることがわかる。それ以降は BFS モルタルも減少しているが、SS モルタルに比べると緩やかである。なお、SS モルタルにおいて硫酸浸漬を開始してから徐々に減少の度合いが落ち着いているにもかかわらず 4 週以降で再び減少の度合いが大きくなっているのは、4 週の時点で硫酸水溶液を新しいものに交換したためである。SS モルタルの最終的な質量の減少は、 $W/C=50\%$ の方が $W/C=35\%$ よりもやや大きかった。BFS モルタルにおいて LSP の置換による影響はほとんどみられなかった。BFS モルタルの最終的な質量の減少は、 $W/C=35\%$ と $W/C=50\%$ で概ね同じであった。

写真6-5 および写真6-6 は、 $W/C=35\%$ および $W/C=50\%$ における各種モルタルの硫酸浸漬 50 日間の経時的な外観の変化である。SS モルタルでは日数の経過とともに供試体の体積が著しく減少していることがわかる。一方、BFS モルタルでは SS モルタルに比べて供試体の体積の変化が小さい。写真6-7 は、 $W/C=35\%$ 、硫酸浸漬 35 日における各種モルタルの外観について接近して撮影したものである。SS モルタルでは供試体の表面がすり減っており、モルタル内部の骨材が露出していることがわかる。一方、BFS モルタルでは供試体の表面に層状の固形物質がみられる。これは、硫酸との反応によって形成される二水石膏であり、BFS 以外の細骨材でも形成される。BFS を用いた場合は二水石膏の層がより緻密になるとされている⁶⁻³⁴⁾が、LSP を置換したとしても BFS モルタルには緻密な二水石膏の層が形成されることを確認した。

これらの結果から、 W/C にかかわらず、BFS モルタルは SS モルタルよりも硫酸に対する抵抗性が高く、BFS モルタルに LSP を置換した場合でもその傾向は同様であることがわかった。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

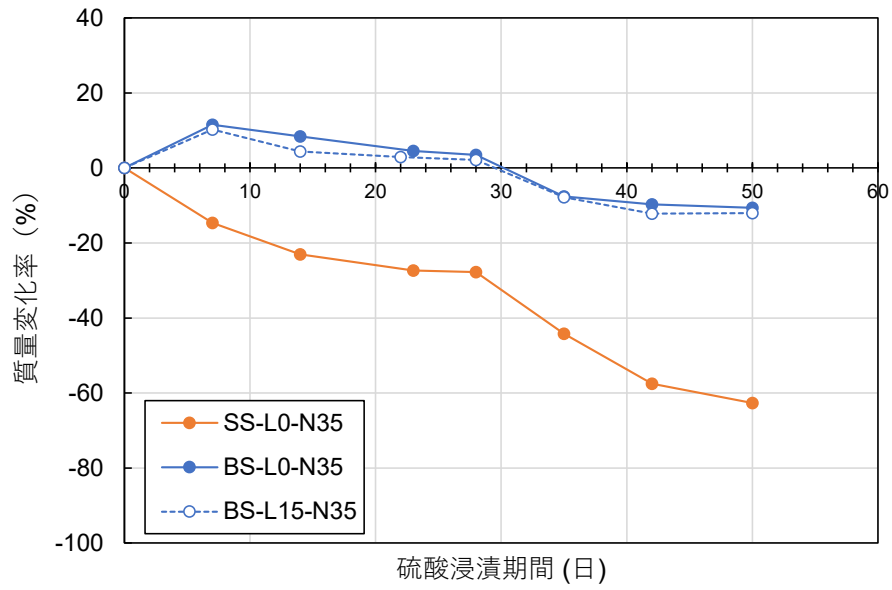


図 6-12 硫酸浸漬期間における質量変化 (W/C=35%)

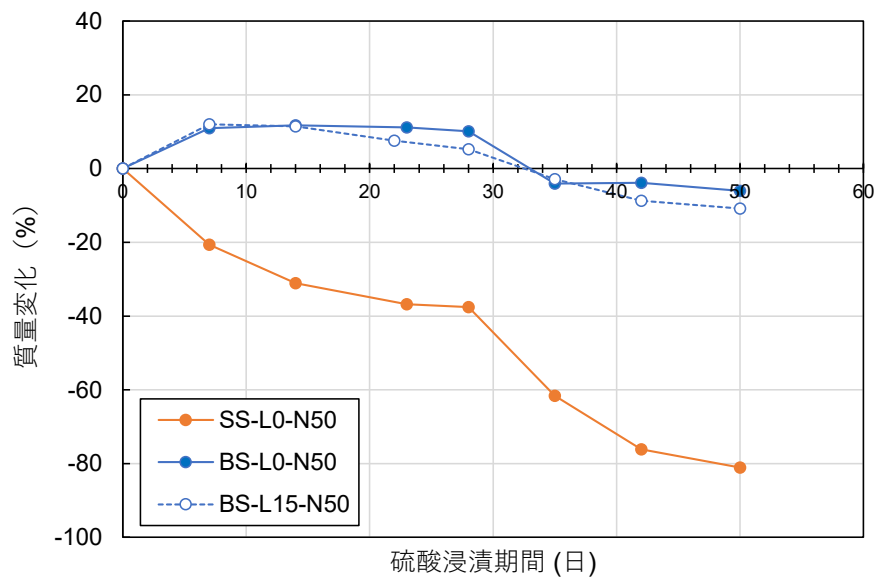


図 6-13 硫酸浸漬期間における質量変化 (W/C=50%)

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

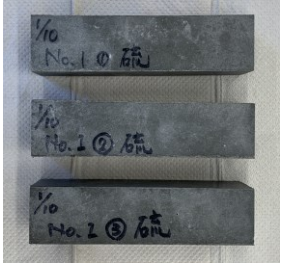


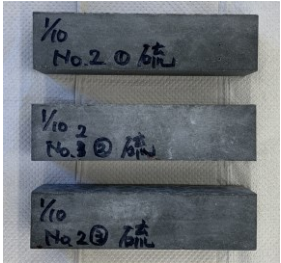


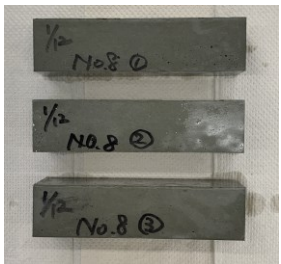


配合	硫酸浸漬期間における各種モルタルの外観の変化		
	0 日	28 日	50 日
SS- L0- N35			
BS- L0- N35			
BS- L15- N35			

写真 6-5 硫酸浸漬期間における各種モルタルの外観の変化 (W/C=35%)

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

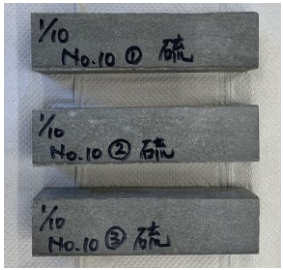
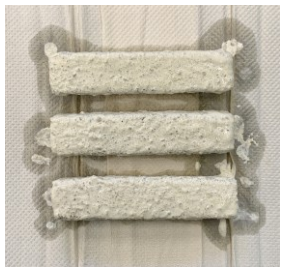

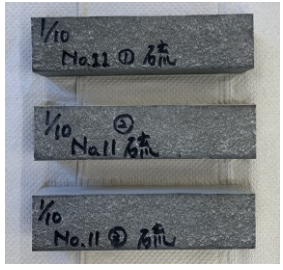


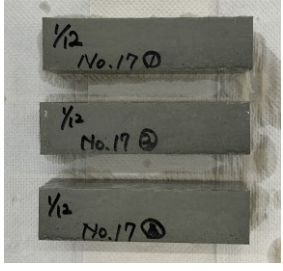


配合	硫酸浸漬期間における各種モルタルの外観の変化		
	0 日	28 日	50 日
SS- L0- N50			
BS- L0- N50			
BS- L15- N50			

写真 6-6 硫酸浸漬期間における各種モルタルの外観の変化 (W/C=50%)

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響



写真 6-7 硫酸浸漬期間における各種モルタルの表面（W/C=35%，硫酸浸漬 35 日）

6.5 まとめ

本章では、BFS を用いたモルタル（BFS モルタル）のブリーディングおよび若材齢強度に対する LSP の影響について調べることを目的とした。LSP を BFS の一部に置換したモルタルを作製し、フロー試験、ブリーディング試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施した。加えて、練混ぜ後 24 時間の自己収縮試験、材齢 28 日以降 50 日間の硫酸浸漬試験についても行った。細骨材には、ドイツで製造された BFS および比較用として天然珪砂を単味で用いた。

- (1) BFS モルタルは天然珪砂を用いた SS モルタルよりも流動性が低い傾向にあること、水セメント比が大きい場合（W/C=50%）に BFS モルタルで材料分離が生じる傾向にあることを確認した。また、セメントに CEM III/B を用いることで BFS モルタルの流動性が向上すること、水セメント比が大きい場合に LSP を置換することで BFS モルタルの材料分離および流動性が改善されることがわかった。
- (2) 水セメント比が大きい場合における BFS モルタルのブリーディング量は SS モルタルよりも大幅に多かった。しかし、LSP を 10%置換することでブリーディングは抑制された。
- (3) BFS モルタルの若材齢強度に及ぼす LSP の影響に関しては、水セメント比が小さい場合（W/C=35%）に LSP の効果は小さいが、水セメント比が大きい場合や CEM III/B を用いた場合に LSP の効果がみられた。ただし、CEM III/B を用いることで材齢 7 日までの曲げ強度および圧縮強度は CEM I を用いた各種モルタルよりも小さくなった。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

- (4) 水セメント比が小さい場合において、BFS モルタルの自己収縮量は LSP の置換により低減されることがわかった。一方、水セメント比、LSP の置換率、セメントの種類にかかわらず、SS モルタルに比べると BFS を用いたモルタルの自己収縮量は大きい傾向にあった。
- (5) 水セメント比や LSP の置換にかかわらず、BFS モルタルは SS モルタルよりも硫酸浸漬 50 日における質量の変化が大幅に小さかった。また、BFS モルタルの表面には緻密な二水石膏の層が形成されており、これに LSP の影響はなかった。
- (6) 以上より、水セメント比が大きい場合に BFS モルタルの材料分離やブリーディングといったフレッシュ性状の改善において LSP の効果が大きいことを確認した。水セメント比やセメントの種類によって BFS モルタルの若材齢強度に対する LSP の効果がみられた。また、水セメント比が小さい場合に BFS モルタルの自己収縮量に対して LSP によるポジティブな効果が確認された。一方、BFS の硫酸抵抗性には LSP の影響がみられなかった。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

第6章の参考文献

- 6-1) 植田紳治：高炉水砕砂を使用したコンクリートの諸性状に関する実験研究，コンクリート工学年次講演論文集，Vol. 1，pp. 197-200，1979
- 6-2) 川端雄一郎，岩波光保，加藤絵万：スラグ細骨材を大量混合したコンクリートの各種特性，港湾空港技術研究資料，No. 1233，2011
- 6-3) 博多正貴，吉野公，黒田保，吉澤千秋：高炉スラグ細骨材を多量に使用したコンクリートの性質，コンクリート工学年次論文集，Vol. 38，No. 1，pp. 2229-2234，2016
- 6-4) 浦野真次，田中博一，藤井隆史，綾野克紀：高炉スラグ細骨材がコンクリートのフレッシュ性状に及ぼす影響，コンクリート工学年次論文集，Vol. 39，No. 1，pp. 1267-1272，2017
- 6-5) 依田彰彦，横室隆：高炉セメントと高炉スラグ骨材を組み合わせたコンクリートの性質について，足利工業大学研究集録，No. 41，pp. 45-50，2007
- 6-6) 依田彰彦，横室隆：混合砂コンクリートの研究，日本建築学会学術講演梗概集，（関東），pp. 9-10，1984
- 6-7) 依田彰彦，横室隆：高炉スラグ砕砂を用いたコンクリートの基本的性質について，日本建築学会学術講演梗概集（北海道），pp. 65-66，1978
- 6-8) 日本鉄鋼連盟：コンクリート用高炉スラグ細骨材標準化に関する研究報告書（その1及びその2），1981
- 6-9) 石東昇，梶田佳寛，李榮蘭：高炉スラグ細骨材を使用した高強度コンクリートの力学性質に関する研究，セメント・コンクリート論文集，No. 64，pp. 184-189，2010
- 6-10) 吉澤千秋：高炉スラグ細骨材の現状と課題，コンクリートテクノ，Vol. 24，No. 12，pp. 29-34，2005
- 6-11) 齋藤和秀，木下光男，伊原俊樹，吉澤千秋：高炉スラグ細骨材を使用した耐久性向

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

上コンクリートの性質, コンクリート工学年次論文集, Vol. 31, No. 1, pp. 139-144, 2009

- 6-12) D. Wang, C. Shi, N. Farzadnia, Z. Shi, H. Jia, Z. Ou: A review on use of limestone powder in cement-based materials: Mechanism, hydration and microstructures, *Construction and Building Materials*, Vol. 181, pp. 659-672, 2018
- 6-13) D. Wang, C. Shi, N. Farzadnia, Z. Shi, H. Jia: A review on effects of limestone powder on the properties of concrete, *Construction and Building Materials*, Vol. 192, pp. 153-166
- 6-14) M. Mazloom, A. A. Ramezaniapour, J. J. Brooks: Effect of silica fume on mechanical properties of high-strength concrete, *Cement and Concrete Composites*, Vol. 26, No. 4, pp. 347-357, 2004
- 6-15) Q. Ren, M. Xie, X. Zhu, Y. Zhang, A. Jiang: Role of Limestone Powder in Early-Age Cement Paste Considering Fineness Effects, *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 32, No. 10, 2020
- 6-16) G. Ye, X. Liu, D. Schutter, A. M. Poppe, L. Taerwe: Influence of Limestone Powder used as filler in SCC on hydration and microstructure of cement pastes, *Cement and Concrete Composites*, Vol. 29, No. 2, pp. 94-102, 2007
- 6-17) G. D. Moon, S. Oh, S. H. Jung, Y. C. Choi: Effects of the fineness of limestone powder and cement on the hydration and strength development of PLC concrete, *Construction and Building Materials*, Vol. 135, pp. 129-136, 2017
- 6-18) C. Li, L. Jiang: Utilization of limestone powder as an activator for early-age strength improvement of slag concrete, *Construction and Building Materials*, Vol. 253, 2020
- 6-19) T. Boubekeur, B. Boulekbache, K. Aoudjane, K. Ezziane, E. H. Kadri: Prediction of the durability performance of ternary cement containing limestone powder and ground granulated blast furnace slag, *Construction and Building Materials*, Vol. 209, pp. 15-221, 2019

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

- 6-20) J. Kim, S. Na, W. Zhang: T. Sagawa, Y. Hama: Effect of Limestone Powder and Gypsum on the Compressive Strength Mixture Design of Blast Furnace Slag Blended Cement Mortar, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol. 15, pp. 67-80, 2017
- 6-21) 太田健司, 吉田亮, 斎藤和秀, 吉澤千秋: 副産物石灰石微粉末を外割添加したコンクリートのブリーディング性状および各種硬化物性の関係, コンクリート工学年次論文集, Vol. 35, No. 1, pp. 1573-1578, 2013
- 6-22) 太田健司, 吉田亮, 斎藤和秀, 吉澤千秋, 牧宗一郎: 高炉スラグ細骨材に石灰石微粉末を内割添加したコンクリートの物性向上効果, 土木学会第 68 回年次学術講演会, V-583, pp. 1165-1166, 2013
- 6-23) DIN EN 197-1: Zement-Teil 1, Zusammensetzung, Anforderungen und Konformitätskriterien von Normalzement (Cement-Part 1., Composition, specifications and conformity criteria for common cements), 2011
- 6-24) A. Metallari, M. Wahab, T. A. Bier: Evaluating the flow properties of self-compacting mortars using a new optical method, *Mining Informational and Analytical Bulletin (MIAB)*, Vol. 10, pp. 194-204, 2022
- 6-25) DIN EN 1015-3: Prüfverfahren für Mörtel für Mauerwerk-Teil 3, Bestimmung der Konsistenz von Frischmörtel (Methods of test mortar for masonry-Part 3, Determination of consistence of fresh mortar (by flow table)), 2007
- 6-26) JIS A 1123 「コンクリートのブリーディング試験方法」, 2012
- 6-27) DIN EN 196-1: Prüfverfahren für Zement-Teil 1, Bestimmung der Festigkeit (Methods of testing cement-Part 1, Determination of strength), 2016
- 6-28) 三浦智哉, 田澤榮一, 宮澤伸吾, 保利彰宏: コンクリートの自己収縮に及ぼす高炉スラグ微粉末の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 17, No. 1, pp. 359-364, 1995
- 6-29) 久保証則, 青木茂, 新村亮, 原田暁: 高炉セメントを用いたコンクリートの自己収縮に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 19, No. 1, pp. 763-768, 1999

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

- 6-30) 宮澤伸吾：自己収縮の機構および予測法，コンクリート工学，Vol. 43，No. 5，pp. 27-55，2005
- 6-31) 田澤榮一，宮澤伸吾，佐藤剛：セメントペーストの自己収縮，セメント・コンクリート論文集，No. 46，pp. 684-689，1992
- 6-32) 田澤榮一，宮澤伸吾，重川幸司：水和反応による硬化セメントペーストのマクロな体積減少，セメント・コンクリート論文集，No. 45，pp. 122-127，1997
- 6-33) 十河茂幸，加藤佳孝，福留和人，陣内浩，中田善久：構造物の耐久性向上のためのブリーディング制御，コンクリート工学，Vol. 55，No. 11，pp. 975-982，2017
- 6-34) P. Jariyathitipong，細谷多慶，藤井隆史，綾野克紀：高炉スラグ細骨材によるコンクリートの耐硫酸性改善に関する研究，土木学会論文集 E2(材料・コンクリート構造)，Vol. 69，No. 4，pp. 337-347，2013

第 7 章

結論

第7章 結論

7.1 結論

本研究では、建設業において現場の生産性向上および構造物の長寿命化を実現するための技術として注目される高炉スラグ細骨材(BFS)を用いたプレキャストコンクリート(PCa)製品について、当該技術の普及に向けた課題解決、ひび割れ自律治癒などの新たな付加価値の創出、将来的な海外展開を視野に入れた外国産 BFS を用いたコンクリート (BFS コンクリート) に関するデータ収集を目的とした。

BFS を PCa 製品に適用した場合に想定されるコンクリートのひび割れに対する抵抗性、PCa 製品で将来的に懸念される遅延エトリングایت生成 (DEF) に対する抵抗性、BFS の潜在水硬性を活かしたひび割れ自律治癒性能について調べた。また、BFS の品質評価試験(案)の試験方法の改善、ドイツ産 BFS を用いたモルタルにおけるブリーディングおよび若材齢強度への LSP の影響について検討した。

本章では、第2章～第6章で述べた結果を総括するとともに、それを踏まえて今後の展望を記し、本論文の結論とする。

第2章 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートのひび割れ抵抗性

本章では、BFS コンクリートのひび割れ抵抗性について調べることを目的とした。曲げ応力下の破壊エネルギーおよび圧縮応力下のひび割れ進展エネルギーに着目し、圧縮強度試験、静弾性係数試験、三点曲げ載荷試験、圧縮繰返し載荷試験を実施した。以下に、得られた知見をまとめる。

- (1) BFS コンクリートの圧縮強度は天然山砂を用いた N コンクリートと同等以上であり、静弾性係数は N コンクリートよりも大きかった。既往研究^{2-7), 2-8)}と同様に、本実験でも BFS コンクリートの圧縮変形に対する抵抗性が高いことを確認した。また、応力-ひずみ曲線において、BFS コンクリートの最大ひずみは N コンクリートよりも小さく、BFS コンクリートが脆性的な破壊であることがわかった。
- (2) BFS コンクリートの破壊エネルギーについて、材齢 28 日では N コンクリートと同等以下であったが、材齢 91 日では N コンクリートよりも明確に大きくなった。圧縮強度と破壊エネルギーの関係において、BFS コンクリートは圧縮強度 80 N/mm² 以上でも破壊エネルギーが増加したが、N コンクリートは圧縮強度 80 N/mm² 程度で破壊エネルギーが減少した。これに関して、N コンクリートでは材齢の経過によりセメントペーストの強度が骨材界面の強度を卓越したことで骨材貫通型の破壊となったこと、BFS コンクリートでは材齢の経過により BFS の潜在水硬性が骨材界面の組織を緻密化したことで、セメントペースト分散型の破壊となったことが推察される。

- (3) BFS コンクリートのひび割れ進展エネルギーは、N コンクリートよりも小さくなる傾向となった。その差は、材齢 91 日の上限応力比 80%で顕著であった。このことから、BFS コンクリートは長期材齢かつ高応力下において N コンクリートよりもひび割れの形成と伝搬に消費されるエネルギーが小さいことがわかった。
- (4) 以上の結果より、BFS コンクリートは特に長期材齢のような高強度（高応力）範囲においてひび割れ抵抗性に優れることが明らかとなった。

第3章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルの遅延エトリンサイト生成（DEF）による膨張劣化に対する抵抗性

本章では、BFS モルタルの DEF 抵抗性について明らかにすることを目的とした。DEF 促進条件下で作製した BFS モルタルの DEF による膨張挙動および強度への影響を調べた。長さ変化試験、曲げおよび圧縮強度試験を実施し、さらに材齢 180 日におけるモルタルの SEM 観察ならびに XRD 分析を行った。

- (1) 長さ変化および質量変化について、DEF 促進条件下の山砂モルタルでは材齢 50 日が経過した辺りから著しい膨張がみられ、遅れて材齢 80 日が経過した辺りから質量も急激に増加した。一方、DEF 促進条件下の BFS モルタルでは大幅な膨張や質量の増加はみられなかった。
- (2) 曲げ強度および圧縮強度について、標準条件下の山砂モルタルの強度を基準にすると、DEF 促進条件下の山砂モルタルはいずれの強度も小さかった。また、その差は材齢 28 日に比べ材齢 91 日で大きくなった。一方、DEF 促進条件下の BFS モルタルは材齢 91 日までの範囲でいずれの強度も標準条件下の山砂モルタルと同等以上であった。
- (3) 材齢 180 日における各種モルタルの外観について、山砂モルタルでは DEF 促進条件下において特徴的な網目状のひび割れや全体にたわみが確認された。一方、BFS モルタルでは DEF 促進条件下であっても上記のような変状は確認されなかった。
- (4) 材齢 180 日における各種モルタルの内部性状について、山砂モルタルでは DEF 促進条件下において特徴的な蟹肉状の組織および骨材周辺のギャップが確認された。一方、BFS モルタルでは DEF 促進条件下であっても上記のような内部性状の異常は確認されなかった。
- (5) 材齢 180 日における各種モルタルの XRD 分析の結果に関して、いずれのモルタルにおいてもエトリンサイトが同定された。このことから、標準条件下の山砂モルタルや DEF

促進条件下の BFS モルタルでもモルタル内部にエトリンガイトが存在していることが確認された。しかし、それらのモルタルでは DEF による劣化現象が顕在化しなかったことから、DEF に及ぼすエトリンガイトの影響や BFS モルタルの DEF 抵抗性が優れるメカニズムについて今後さらに詳細な検討が必要である。

- (6) 以上の結果より、BFS モルタルは DEF 抵抗性に優れることが明らかとなった。また、モルタル内部におけるエトリンガイトの存在が必ずしも DEF の劣化現象を引き起こす要因とはならないことも示唆された。

第4章 高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのひび割れ自律治癒性能

本章では、BFS モルタルの自律治癒性能について調べることを目的とした。あらかじめひび割れを導入したモルタルを対象に通水試験を実施し、ひび割れから漏れ出る通水量の経時的な変化を評価した。試験期間中、気中、水中、飽和水酸化カルシウム水溶液中の3パターンで再養生した。以下に、得られた知見を述べる。

- (1) モルタルに導入した初期ひび割れ幅と初期通水量には高い相関があり、初期通水量は初期ひび割れ幅の増大に伴い増加した。また、本実験における各種モルタルの通水量は、ハーゲン・ポアズイユ式に基づいたひび割れからの通水量に関する式(4-2)により概ね近似可能であることが確認された。
- (2) 各種モルタルの通水量は、いずれの再養生条件においても経過日数に伴い減少した。水中および飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、気中で再養生した場合よりも通水量の減少が大きかった。気中で再養生した場合、再養生期間の序盤で通水量が減少するものの、通水試験のスパンを長くとると通水量が増加あるいは一定の水準で推移した。この原因として、モルタルの乾燥収縮が考えられる。
- (3) 水中で再養生した場合、各種モルタルの通水量比の変化に違いはみられなかった。飽和水酸化カルシウム水溶液中で再養生した場合、再養生期間の序盤では砕砂を用いた CS モルタルに比べ BFS モルタルの通水量比が著しく減少した。アルカリ環境下である飽和水酸化カルシウム水溶液中では BFS の潜在水硬性が刺激されたことが考えられる。
- (4) 再養生条件として水中と飽和水酸化カルシウム水溶液中を比較すると、前者では再養生期間の約40日まで通水量比が大きく減少し、その後の減少は緩やかとなった。一方、後者では再養生を開始した直後(10日以内)に通水量比が急激に減少し、その後は水中と同様に緩やかに減少した。

第7章 結論

- (5) 本実験における初期ひび割れ幅 ($w_0=0.35\pm0.1$ mm) の範囲では、水中あるいは飽和水酸化カルシウム水溶液中にて再養生することで、細骨材の種類によらず、モルタルのひび割れが最終的に閉塞することがわかった。
- (6) 以上より、各種モルタルにおける通水量の経時変化は再養生条件によって大きく異なることが明らかとなった。また、水中あるいは飽和水酸化カルシウム水溶液中にて再養生した場合、BFS モルタルでは初期ひび割れ幅が 0.4 mm 以上でも閉塞したことから、今後は BFS によりひび割れの閉塞が可能な限界値を調べる必要がある。

第5章 高炉スラグ細骨材の品質評価試験（案）の省力化に向けた試験方法の改善

BFS の反応性を確認するための品質評価試験方法として制定されている JSCE-C 507-2018 および JSCE-C508-2018 における試験方法の改善を目的として、2つのシリーズについて検討した。シリーズ1では、BFSの粒度調整の有無および高炉スラグ微粉末（GGBS）の使用が試験結果に及ぼす影響を評価した。シリーズ2では、実験計画法を用いて試験条件が試験結果に及ぼす影響を評価した。以下に、得られた知見を述べる。

- (1) JSCE-C 507-2018 において、粒度調整の有無は試験結果に影響を及ぼし、BFSの粗粒率が小さいほど質量残存率が向上する。
- (2) JSCE-C 508-2018 において、BFSをJSCE-C 507-2018で規定されている粒度分布に調整したとしても、硫酸の浸食深さに及ぼす影響は小さい。すなわち、現行規準（案）の方法は妥当であるといえる。
- (3) JSCE-C 507-2018 において、粒度調整の有無、試験開始時材齢および試験片一辺の長さが試験結果に及ぼす影響は大きく、これらに比較すると試験片の作製方法が試験結果に及ぼす影響は小さい。したがって、例えば、ラバー製型枠を用いることにより、試験片の切り出し作業が不要となるため、試験作業の生産性向上につながる可能性がある。
- (4) JSCE-C 508-2018 に関して、BFSを用いたモルタルの0打フロー値が115～175の範囲において、0打フロー値が浸食深さに及ぼす影響は小さいことがわかった。また、5 mass%希硫酸を用いて、供試体体積に対する比が適切である限りにおいて、希硫酸の入れ替え頻度を現行規準（案）の7日毎から14日毎に緩和できる可能性が示唆された。
- (5) 以上の結果より、BFSの品質評価試験方法については現行規準（案）を見直す余地があり、省力化の観点から改善できることが示された。

第6章 ドイツ産の高炉スラグ細骨材を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する石灰石微粉末の影響

BFS の海外展開に向けたデータ収集としてドイツ産 BFS を用いたモルタルのブリーディングおよび若材齢強度に対する LSP の影響について調べた。LSP を BFS の一部に置換したモルタルを作製し、フロー試験、ブリーディング試験、曲げおよび圧縮強度試験、練混ぜ後 24 時間の自己収縮試験、材齢 28 日以降 50 日間の硫酸浸漬試験を実施した。以下に、得られた知見を述べる。

- (1) BFS モルタルは天然珪砂を用いた SS モルタルよりも流動性が低い傾向にあること、水セメント比が大きい場合 ($W/C=50\%$) に BFS モルタルで材料分離が生じる傾向にあることを確認した。また、セメントに CEM III/B を用いることで BFS モルタルの流動性が向上すること、水セメント比が大きい場合に LSP を置換することで BFS モルタルの材料分離および流動性が改善されることがわかった。
- (2) 水セメント比が大きい場合における BFS モルタルのブリーディング量は SS モルタルよりも大幅に多かった。しかし、LSP を 10%置換することでブリーディングは抑制された。
- (3) BFS モルタルの若材齢強度に及ぼす LSP の影響に関しては、水セメント比が小さい場合 ($W/C=35\%$) に LSP の効果は小さいが、水セメント比が大きい場合や CEM III/B を用いたときは LSP の効果がみられた。ただし、CEM III/B を用いることで材齢 7 日までの圧縮強度および曲げ強度は CEM I を用いた各種モルタルよりも小さくなった。
- (4) 水セメント比が小さい場合において BFS モルタルの自己収縮量は LSP の置換により低減されることがわかった。一方、水セメント比、LSP の置換率、セメントの種類にかかわらず、SS モルタルに比べると BFS を用いたモルタルの自己収縮量は大きい傾向にあった。
- (5) 水セメント比や LSP の置換にかかわらず、BFS モルタルは SS モルタルよりも硫酸浸漬 50 日における質量の変化が大幅に小さかった。また、BFS モルタルの表面には緻密な二水石膏の層が形成されており、これに LSP の影響はなかった。
- (6) 以上より、水セメント比が大きい場合に BFS モルタルの材料分離やブリーディングといったフレッシュ性状の改善において LSP の効果が大きいことを確認した。水セメント比やセメントの種類によって BFS モルタルの若材齢強度に対する LSP の効果がみられた。また、水セメント比が小さい場合に BFS モルタルの自己収縮量に対して LSP に

よるポジティブな効果が確認された。一方、BFS の硫酸抵抗性には LSP の影響がみられなかった。

以上、本研究の結果より、BFS は PCa 製品で懸念されるひび割れや劣化現象に対して十分な抵抗性を発揮することを確認した。特に、BFS コンクリートの力学性能は長期材齢で優れていることがわかった。また、BFS の品質評価試験（案）の試験方法に改善の余地があったことから、BFS の品質評価の精度向上や生産の効率化が可能であると考ええる。一方、BFS が各種特性を向上させる詳細なメカニズムについては今後検討する必要がある。

本論文に関する発表論文

本論文に関する著者の発表論文

- Ryota Hashimoto, Kozo Onoue: Crack resistance under compressive strength of concrete made using granulated blast-furnace slag sand, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol 21, pp. 17-24, 2023
(本論文との関連：第 2 章)
- Ryota Hashimoto, Kozo Onoue: Crack Resistance of Concrete Using Granulated Blast-Furnace Slag Sand under Flexural Stress, *Proceedings of the 21st International Conference on Building Materials (ibausil), Weimar (Germany)*, 2023
(本論文との関連：第 2 章)
- 尾上幸造, 橋本涼太, 藤近太士: 高炉スラグ細骨材の品質評価試験における影響因子に関する研究, *コンクリート工学年次論文集*, Vol. 44, No. 1, pp. 64-69, 2022
(本論文との関連：第 5 章)

本論文に関する著者の学会発表

- Ryota Hashimoto, Kozo Onoue: Crack Resistance of Concrete Using Granulated Blast-Furnace Slag Sand under Flexural Stress, *21st International Conference on Building Materials (ibausil), Weimar (Germany)*, 2023
(本論文との関連：第 2 章)
- 橋本涼太, 尾上幸造: 高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの曲げ応力下におけるひび割れ抵抗性に関する研究, 第 76 回セメント技術大会, 赤坂インターシティーコンファレンス (会場とオンラインのハイブリット形式), 2022
(本論文との関連：第 2 章)

謝辞

本論文は、筆者が熊本大学大学院自然科学教育部博士後期課程に在籍した 3 年間（2021 年 3 月～2024 年 4 月）の研究で取り組んだ「高炉スラグ水砕スラグのプレキャストコンクリート製品用細骨材としての利用拡大に関する研究」について執筆したものです。

本論文の主査を務めていただいた熊本大学大学院先端科学研究部（工学系）教授 尾上幸造先生には、本研究の遂行および本論文の作成にあたり、ご多忙にもかかわらず、いつも懇切丁寧にご指導ご鞭撻をいただきました。ここに、深甚なる感謝の意を表します。筆者は、学部 4 年次より本研究室に所属しながらコンクリートに関する研究を行ってきました。その間、尾上先生からは研究の進め方、論文の作成、プレゼンテーションのノウハウ等について多くの助言をいただきました。研究以外のことでも、日頃より様々な場面で温かいお言葉、大変励みになるお言葉とともに終始手厚い教育を賜りましたこと、ご厚情に深謝いたします。また、博士後期課程では、海外における研究留学や国際会議への参加といった非常に有意義な機会を提供していただきました。衷心より感謝申し上げます。

熊本大学大学院先端科学研究部（工学系）教授 重石光弘先生、熊本大学くまもと水循環・減災研究教育センター教授 松村政秀先生、熊本大学先端科学研究部（工学系）教授 友清衣利子先生には、ご多忙の折、本論文の副査をお引き受けただけだけでなく、普段の研究や本論文について貴重なアドバイスとご意見を賜りました。深く感謝の意を表します。

本研究では、コンクリート試験体の打設および各種コンクリート試験の実施に際して、熊本大学工学部技術部の友田祐一博士、吉永徹氏、戸田善統氏、濱崎ありさ氏、橋本淳弘氏、元熊本大学工学部技術部の佐藤宇紘氏より多大なるご協力を賜りました。戸田善統氏および濱崎ありさ氏には、常時サポートとご配慮をいただき、快適かつ安全な環境で実験を行うことができました。また、XRD 分析では志田賢二博士、SEM 観察では庄崎雅裕氏に、複数のサンプルを測定していただきました。ここに、心より感謝申し上げます。さらに、一連の実験では、本研究室の現メンバーならびに卒業生に、多くの時間を割いてもらいながら真摯に取り組んでいただきました。ここに、深く御礼申し上げます。

博士後期課程 2 年次には、Technische Universität Bergakademie Freiberg（フライベルク工科大学）教授 Thomas. A. Bier 先生の研究室へ留学し、ドイツ・フライベルクで 2022 年 6 月～2023 年 3 月の 10 カ月間にわたり研究活動を行いました。新型コロナウイルス感染拡大の影響により当初の予定から 2 年ほど延期した後の実現となりましたが、Bier 先生には快く留学の再開を受け入れていただきました。ドイツ滞在中は、研究のこと、滞在手続き関連のこと、そしてドイツの生活に必要なことまで、海外に慣れていなかった筆者に対して、Bier 先

謝辞

生ならびに現地の研究室の方々が親切に対応していただきました。留学で得た経験は、今後の人生で大きな糧となることを感じています。ここに、心より感謝申し上げます。

博士後期課程の在学期間では、熊本大学大学院自然科学教育部「寺田寅彦フェローシッププログラム」より3年間の研究費および研究専念費の経済的支援をいただきました。また、博士後期課程2年次のドイツ留学では、官民協働海外留学支援制度「トビタテ！留学 JAPAN 日本代表プログラム」より渡航費および生活費の経済的支援をいただきました。ここに、深く御礼申し上げます。

実験で使用した高炉スラグ細骨材については、国内外の鉄鋼メーカー数社からご提供いただきました。ここに、深く御礼申し上げます。

以上のように、本論文は多くの方々からの惜しみないご支援のもとで完成に至りました。関係者の皆様に、改めて深く感謝の意を表します。最後に、筆者が一心に研究と学業に打ち込めたことは陰ながら支えてくれた家族のおかげであり、心からの感謝を伝えます。

2024年3月 橋本 涼太